

# **Importância da Tensão de Controlo do Servomecanismo sobre o Aparecimento de Descargas Múltiplas**

*Joaquim Oliveira Fonseca*

## **Orientador**

José Duarte Ribeiro Marafona

e

Paulo José da Silva Martins Coelho



**Tese submetida na  
Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Doutoramento em Engenharia Mecânica**

Abril 2015



## Resumo

A maquinação por eletroerosão (EDM) funciona por descarga elétrica e consiste num processo baseado na interação entre um plasma e um material sólido condutor que se pretende maquinar. A primeira variante do processo foi a erosão por penetração, tendo surgido outras variantes como a eletroerosão por fio e a micro-eletroerosão. O seu princípio consiste em usar o efeito erosivo do plasma para remover o material do eléctrodo peça, com sucessivas descargas elétricas num líquido dielétrico, procurando minimizar o desgaste do eléctrodo ferramenta. Actualmente, o processo de eletroerosão é amplamente utilizado num grande número de áreas industriais, tais como moldes, aeroespacial, automóvel e ferramentas cirúrgicas.

Nas últimas décadas tem sido feito um grande esforço de investigação na modelação do processo de eletroerosão. Os modelos aqui descritos são baseados no fenómeno térmico e analisam separadamente ânodo e cátodo. O objetivo deste trabalho de investigação consiste em verificar, através de modelação eletrotérmica do processo, de que forma a tensão de controlo do servomecanismo afeta a estabilidade da corrente de descarga e, consequentemente, o desempenho do processo. Este trabalho foi realizado considerando a hipótese da formação da descarga elétrica, através de uma cadeia de partículas de grafite, rodeadas por uma bolha de gás com um reduzido grau de ionização, que não permite a condução elétrica efetiva.

## **Abstract**

The electrical discharge machining is based on the electrical discharge, being a machining process well known with more than seventy years. Initially, it began by the die-sinking electrical discharge machining, being nowadays applied in different forms, such as wire electrical discharge machining and micro electrical discharge machining. The phenomenon uses the electrical erosive effect to remove material of the parts, with the successive discharges in the dielectric fluid, trying to minimize the tool wear, in order to maintain its initial shape. The electrical discharge machining is used in a large number of industrial fields, such as die moulds, aerospace, automobiles and surgical tools.

In the last decade, a larger number of studies have been done in the electrical discharge machining modelling. The models described are based on the thermal phenomenon and they analyse separately anode and cathode. The goal of the present research is to demonstrate, through the electro-thermal phenomenon, that standard servo voltage control affects the number of discharges in a single pulse of current and, consequently, the EDM performance. The present research was carried out based on the hypothesis that the physical medium of discharge ignition electrical is a chain of graphite particles, which is surrounded by a gas bubble with a certain degree of ionisation, which does not allow the electrical current conduction through it.

## Agradecimentos

Começo por expressar o meu reconhecimento ao Professor José Duarte Marafona e ao Professor Paulo José Martins Coelho, cuja orientação e análise crítica se encontram evidenciadas na elaboração deste trabalho. Agradeço-lhes toda a colaboração, disponibilidade e amizade que sempre demonstraram.

Agradeço também a todos os que me apoiaram ao longo da execução deste trabalho, especialmente ao meu colega Eng. José Almacinha e ao Professor António Torres Marques.

Finalmente, agradeço à minha família, em particular à minha mulher e aos meus filhos, o carinho e apoio que permitiram superar as dificuldades surgidas ao longo deste trabalho.



## Sumário

Resumo .....	i
Abstract.....	ii
Agradecimentos.....	iii
Sumário .....	v
Simbologia .....	vii
1. Introdução .....	1
2. Introdução ao Processo de Eletroerosão .....	3
2.1. Processo de Eletroerosão.....	3
2.2. Gerador de Impulsos .....	4
2.3. Distribuição da energia .....	9
2.4. Medição da temperatura do plasma .....	10
2.5. Aspetos térmicos .....	11
2.6. Micromaquinagem por Eletroerosão.....	13
2.7. Zona Afetada pelo Calor .....	14
3. Modelação do Processo de Eletroerosão por Penetração .....	15
3.1. Modelação Térmica do Cátodo.....	15
3.1.1 Modelo de Snoyes (Snoyes e Van Dijck, 1971).....	17
3.1.2 O modelo de Van Dijck (Van Dijck and Dutre, 1974) .....	18
3.1.3 O modelo de Beck ( <i>Beck, 1981a, 1981b</i> ).....	19
3.1.4 O modelo de Jilani's (Jilani e Pandey, 1983, 1982; Pandey and Jilani, 1986) .....	19
3.1.5 O modelo de DiBitonto ( <i>Dibitonto et al., 1989</i> ).....	20
3.2. Modelação Eletrotérmica .....	21
4. Modelação de Controlo do Processo.....	23
4.1. Controlo do Processo .....	23
4.2. Breve Introdução ao Método Termoelétrico Composto.....	25
4.3. Modelo Matemático .....	25
4.4. Formulação dos Elementos Finitos.....	26
4.4.1 Equação de Governo.....	26

4.4.2	Equação Fundamental de Balanço Elétrico .....	27
4.4.3	Balanço Térmico da Energia.....	28
4.4.4	Energia Térmica devido à Corrente Elétrica .....	28
4.4.5	Condições da Superfície.....	28
4.4.6	Discretização Espacial.....	30
4.4.7	Raio do Canal de Descarga.....	30
4.4.8	Distribuição da Potência/Energia e Fluxo de Calor.....	31
4.4.9	Crítério das Propriedades dos Materiais .....	32
4.4.10	Aplicação de Modelo e Discussão .....	33
4.5.	Materiais .....	35
4.5.1	Aço AISI D2 .....	35
4.5.2	Cobre Eletrolítico .....	35
5.	Artigos .....	37
5.1.	The importance of servo reference voltage on multiple discharges .....	37
5.2.	The effect of deionisation time on the electrical discharge machining performance .....	51
5.3.	Electrical Discharge Machining with different thermal conductivities – Analyzing dielectric.....	73
6.	Conclusões .....	85
7.	Trabalhos Futuros.....	85
8.	Bibliografia .....	87
9.	Lista de Figuras .....	91
10.	Glossário.....	93



## Simbologia

$b$	Raio do cilindro exterior isolado (m)
$\text{erf}$	Função de erro
$\text{erfc}$	Função de erro complementar
$h$	Coeficiente de convecção ( $\text{W} / (\text{m}^2 \text{ K})$ )
$k, K_t$	Condutividade térmica ( $\text{W} / (\text{m K})$ )
$l$	Profundidade do material (m)
$m$	Calor latente de fusão ( $\text{kJ} / \text{kg}$ )
$q$	Fluxo de calor ( $\text{W} / \text{m}^2$ )
$r$	Distância radial da origem (m)
$r_c$	Raio da fonte de calor na superfície do cátodo (m)
$r_{cr}$	Raio da cratera (m)
$r_o$	Raio da superfície isolada da peça trabalho (m)
$t$	Tempo (s)
$t_d$	Tempo de impulso (s)
$t_{off}$	Tempo fora de impulso (s)
$z$	Distância vertical da origem (m)
$A, S$	Área de descarga da superfície ( $\text{mm}^2$ )
$C_p$	Calor específico ( $\text{J} / (\text{kg K})$ )
$E$	Tensão de descarga (V)
$E_0$	Densidade de energia ( $\text{J} / \text{m}^2$ )
$E_s$	Erro da superfície simulada
$F_c$	Fração da energia transferida para o cátodo
$G$	Folga de descarga (m)
$I$	Intensidade de corrente durante o impulso (A)
$\mathbf{J}$	Corrente por unidade de superfície ( $\text{A}/\text{m}^2$ )
$J_0$	Funções Bessel de primeira espécie de ordem 0
$J_1$	Funções Bessel de primeira espécie de 1ª ordem
MRR	Taxa de remoção de material ( $\text{mm}^3 / \text{min}$ )
$R_p$	Raio do canal de plasma (m)
$R_z$	Rugosidade Máxima da superfície de trabalho ( $\mu\text{m}$ )
$SI$	Integridade superficial
$T$	Temperatura (K)
$T, \tau$	Tempo de duração da descarga ( $\mu\text{s}$ )

$T_0$	Temperatura ambiente (K)
$T_b$	Temperatura de ebulição (K)
$T_e$	Tempo de maquinagem ( $\mu$ s)
$T_{eq}$	Temperatura equivalente ( $^{\circ}$ C)
$T_i$	Temperatura inicial (K)
$T_{i,j,k,t}$	Temperatura do elemento com coordenadas em i,j,k no instante $t$ ( $^{\circ}$ C)
$T_m$	Temperatura de fusão (K)
TW	Razão de desgaste (%)
TWR	Taxa de remoção de material da ferramenta
$V$	Volume ( $\mu$ m <sup>3</sup> )
$W_f$	Largura final ( $\mu$ m)
$W_i$	Largura inicial ( $\mu$ m)
$\alpha$	Difusibilidade térmica do material (m <sup>2</sup> / s)
$\alpha'$	Difusibilidade térmica adaptada ao material (m <sup>2</sup> / s)
$\Delta t$	Passo de tempo (s)
$\lambda_n, \lambda_i$	Raízes (m <sup>-1</sup> )
$\rho$	Densidade do material (kg / m <sup>3</sup> )
$\Omega$	Condutividade elétrica (S . mm)

## **1. Introdução**

O objetivo deste trabalho é verificar a contribuição da tensão de controlo do servomecanismo para a ocorrência do número de descargas durante um impulso de corrente e, assim, para o desempenho do processo. Este objetivo é alicerçado na filosofia de que a descarga elétrica é iniciada numa cadeia de partículas de grafite e que a bolha de gás tem uma reduzida ionização, que não permite a condução elétrica.

Este trabalho é composto por uma introdução ao processo de electroerosão, capítulo 2, onde são abordados aspectos que se consideram importantes para a compreensão do processo e sua modelação. No capítulo 3 é feito um resumo sobre o estado da arte da modelação térmica do processo, restringida à modelação do cátodo, por ser a mais estudada como se pode constatar pelo número de modelos, no entanto com resultados não concordantes e erros elevados relativamente aos dados experimentais.

A modelação em simultâneo do ânodo e cátodo foi realizada pela primeira vez por J. Marafona e JAG Chousal [1] com a utilização do método de elementos finitos com uma filosofia que foi refeita neste trabalho e que é apresentada no capítulo 4. Os resultados da aplicação desta modelação numérica e dados experimentais são apresentados no capítulo 5. No capítulo 6 são apresentadas as conclusões e sugestões para trabalho futuro.



## **2. Introdução ao Processo de Eletroerosão**

As bases da Eletroerosão (Electrical Discharge Machining - EDM) surgem em 1943, na Universidade de Moscovo, onde B.R. Lazarenko e N.I. Lazarenko [2] exploraram as propriedades destrutivas das descargas elétricas para uma utilização construtiva. Esta técnica foi desenvolvida com base num processo que se baseia na remoção do material de uma peça, por meio de uma série de descargas elétricas repetidas entre a ferramenta (elétrodo) e a peça de trabalho, na presença de um fluido dielétrico. A eletroerosão é um processo de maquinagem não tradicional, que tem sido amplamente utilizado para a produção de matrizes e moldes. A sua principal característica é utilizar a energia térmica, produzida por efeito de Joule, em peças a maquinar, independentemente da sua dureza, facto que constituiu uma clara vantagem deste processo relativamente aos processos tradicionais na fabricação de moldes, matrizes, e componentes de automóveis, aeroespaciais e cirúrgicos, bem como no processo de micromaquinagem. Este processo apresenta ainda enormes vantagens na fabricação de peças geometricamente complexas em materiais endurecidos, cuja maquinagem se torna difícil de realizar através de processos convencionais. Esta técnica foi desenvolvida com base num processo que se baseia na remoção do material de uma peça, por meio de uma série de descargas elétricas repetidas entre dois elétrodos (peça e ferramenta) mergulhados num fluido dielétrico.

### **2.1. Processo de Eletroerosão**

A eletroerosão tem-se desenvolvido rapidamente e tornou-se indispensável no fabrico de uma gama alargada de componentes e produtos [3]. No entanto, os fenómenos na zona da folga (“*gap*” ou intervalo) do processo de maquinagem por eletroerosão são muito complexos e ainda não estão totalmente compreendidos. A análise experimental é dificultada devido ao fenómeno de descarga elétrica ocorrer num período de tempo muito pequeno, numa folga muito estreita preenchida com um líquido dielétrico e envolve a fusão e vaporização dos elétrodos, tornando a observação prática e a análise teórica bastante difíceis. Por outro lado, os desenvolvimentos recentes nas tecnologias de computação e na medição e análise instrumental estão a permitir a progressão rápida do conhecimento neste domínio. Estas tendências conduzem, às vezes, a resultados que não coincidem com as teorias estabelecidas e normalmente aceites no fenómeno de eletroerosão. Têm sido conseguidas melhorias significativas nas características deste processo de maquinagem em eletroerosão, que antes se acreditava serem impossíveis ou irrealistas, tornando a sua aplicação prática exequível. Neste trabalho, tenta-se demonstrar o futuro da tecnologia de eletroerosão, ligando recentes progressos alcançados em estudos fundamentais, com tecnologias de aplicação avançadas e recentemente desenvolvidas.

A Figura 1 mostra o conceito de eletroerosão. Para cada impulso, ocorre uma descarga na folga, entre a ferramenta e a peça de trabalho, preenchida com um meio isolante elétrico, preferencialmente um líquido dielétrico, como por exemplo óleo mineral ou água desionizada. O efeito de isolamento promovido pelo dielétrico tem importância no comportamento da eletrólise, minimizando o desgaste na ferramenta durante o processo de maquinagem.

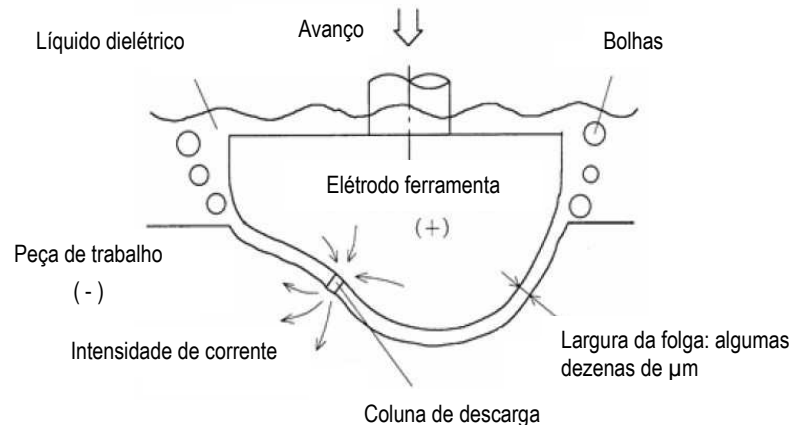


Figura 1 - O processo de eletroerosão é descrito nesta figura, [3]

Na Figura 2, apresenta-se um esquema da máquina atual em que se utilizam vários sistemas de controlo numérico.

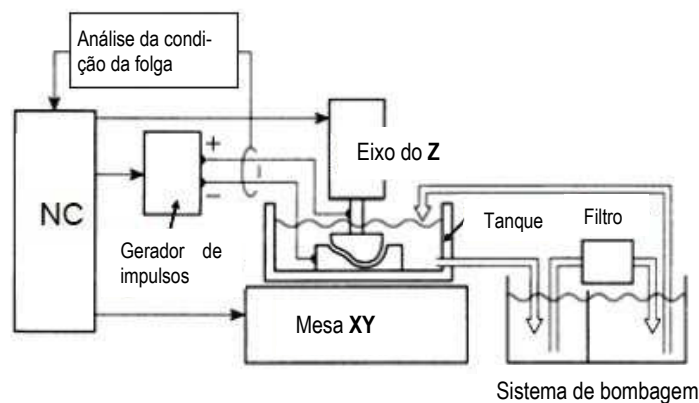


Figura 2 - Esquema da máquina de eletroerosão por penetração [3]

## 2.2. Gerador de Impulsos

As máquinas de eletroerosão antigas utilizavam um equipamento gerador de impulsos de tipo relaxação, com condensadores de descarga. Este tipo de equipamento tem sido utilizado especialmente em WEDM (eletroerosão por fio, Figura 3) até aos anos mais recentes, porque a corrente de descarga com valores elevados e de curta duração é necessária

na WEDM, conforme é apresentado na Figura 4. Com a implantação dos transístores de alta capacidade, cuja corrente tem valores de elevada intensidade e de curta duração de descarga, substitui-se ao equipamento de relaxação, tal como se mostra na Figura 5. Contudo, o gerador de impulsos tipo relaxação continua a ser utilizado no acabamento e na micromaquinagem, porque é difícil obter um impulso significativo de curta de duração, com uma energia de impulso constante, através da utilização de um gerador de impulsos do tipo transístor.

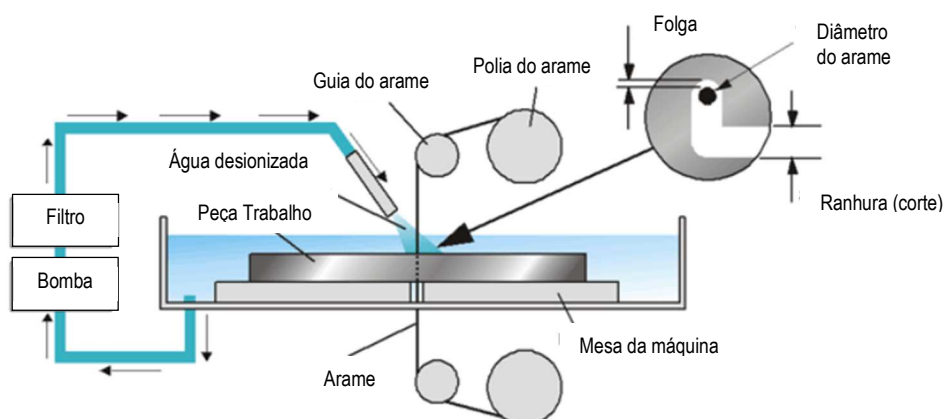


Figura 3 - Eletroerosão por fio [4]

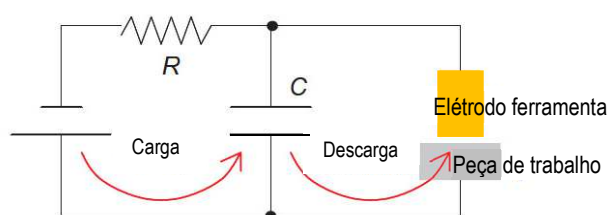


Figura 4 - Sistema de impulso tipo relaxação [3]

Na Figura 5, uma série de resistências e transístores são ligados em paralelo entre a fonte de alimentação de corrente contínua e a folga. Por isso, a corrente de descarga aumenta proporcionalmente com o número de transístores que vão sendo ligados em simultâneo.

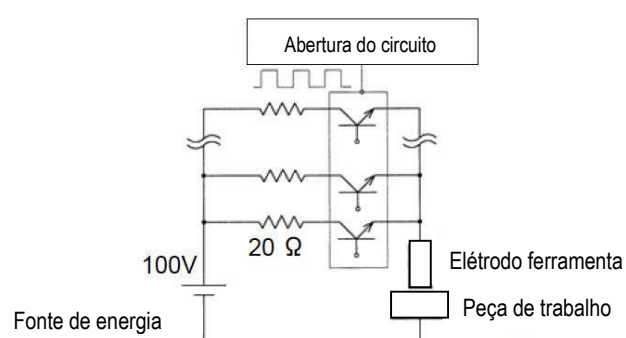


Figura 5 - Gerador de impulsos por transístores [3]

Bommeli et al. [5] investigaram estatisticamente a distribuição do atraso na ignição, para demonstrar que a descarga ocorre depois de um tempo de ativação, necessário para que as partículas-detrito da zona de descarga dos eléctrodos sejam expelidas. A tensão de rutura do dielétrico diminui com a diminuição da largura da folga e o aumento da densidade das partículas-detrito, enquanto o atraso da ignição reflete as condições correspondentes à folga.

A velocidade de avanço da ferramenta não é constante como nos métodos convencionais de maquinagem. O método de controlo de avanço, visível na Figura 6, mantém a folga com uma largura adequada. Folgas mais largas provocam atrasos de ignição mais longos e daí uma maior tensão média da folga [6-8]. Quando a tensão média da folga medida é superior à tensão de servomecanismo, predefinida pelo operador, aumenta a velocidade de avanço.

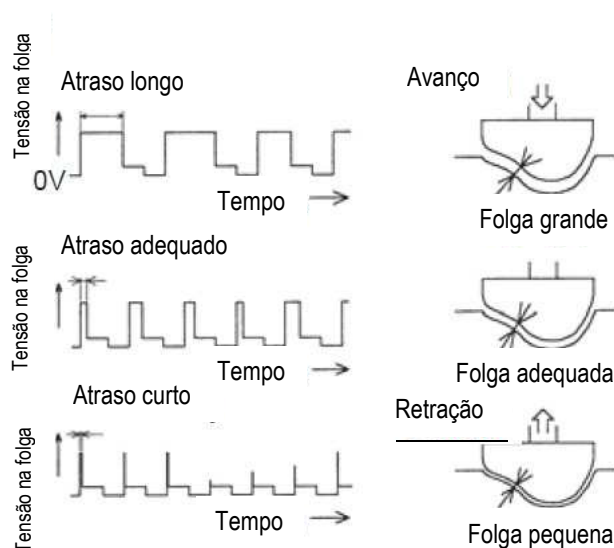


Figura 6 - A tensão na folga e formas do impulso de tensão obtidos no controlo da velocidade de avanço [3]

Pelo contrário, a velocidade de avanço diminui e o eléctrodo é recolhido quando a tensão média da folga é menor do que a tensão do servomecanismo, que no caso de folgas menores, resulta num atraso de ignição mais pequeno. Em alguns casos, o tempo de atraso de ignição médio é usado, em vez da tensão média da folga, para controlar a folga [9].

O fenómeno na folga é descrito, como mostra a Figura 7, e resulta de uma descarga única. Como se pode ver, aparece um sistema de controlo na sequência do processo de descarga num ponto. Como ambos os eléctrodos estão num meio dielétrico, a tensão aplicada deve ser suficiente para criar um campo eléctrico superior à resistência do líquido dielétrico.



Sob a ação deste campo elétrico, os iões livres positivos e os eletrões, criam um canal de descarga que se torna condutor, e é neste ponto que se produz o arco elétrico. O efeito das descargas produz altas temperaturas nos polos e nas imediações do canal de plasma é formada uma bolha de gás que começa a crescer.

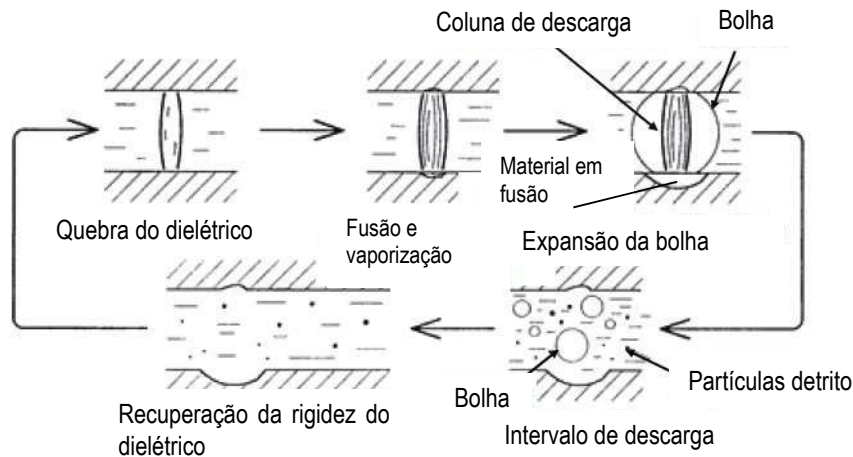


Figura 7 - Modelo do fenómeno na folga [3]

O diâmetro da coluna do arco aumenta com a passagem do tempo [6-8], sendo igual ao diâmetro da cratera gerada pela descarga [6]. Se isto é verdadeiro, o diâmetro da coluna do arco é várias vezes mais largo do que a folga na Figura 8. Os materiais dos eletrodos e o líquido dielétrico evaporam, as moléculas são dissociadas e os átomos são ionizados, resultando numa rápida expansão da bolha. Desde que a expansão seja restrita pela inércia e viscosidade do líquido dielétrico, a pressão dentro da bolha torna-se extremamente alta e a fronteira entre as bolhas e o líquido expande-se com uma velocidade de várias dezenas de m/s. A coluna do arco é mostrada com um diâmetro mais pequeno do que a largura da folga em virtude da figura ser alterada. As partículas-detrito são mais finas, como pó, do que a largura da folga na Figura 8. Contudo, este desenho não está perfeitamente correto. Como será descrito mais tarde, a folga é ocupada pela bolha de gás, e o diâmetro das partículas-detrito é da mesma ordem de grandeza da largura da folga e da rugosidade da superfície da ferramenta, como é mostrado esquematicamente na Figura 9. A rutura do dielétrico nas descargas consecutivas do impulso de corrente ocorre, portanto, na fronteira entre as bolhas de gás, onde as partículas-detrito são condensadas, ou no interior de uma bolha como mostrado na Figura 9.

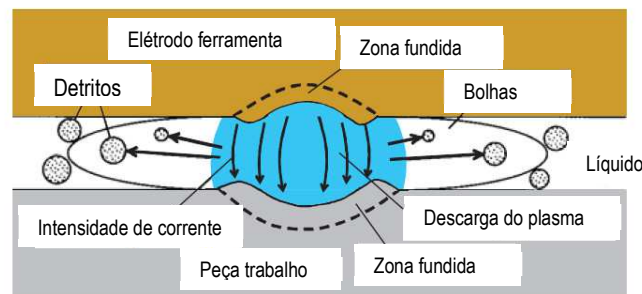


Figura 8 - Fenómeno da coluna do arco em eletroerosão [3]

Materiais fundidos e evaporados são arrefecidos pelo líquido dielétrico, e solidificados formando as partículas-detrito esféricas. Assim, as partículas-detrito são removidas da folga com o líquido dielétrico e não se tornam a ligar às superfícies do eléctrodo ou da peça. Portanto, a convecção de calor na fronteira das camadas do líquido, arrefece as superfícies do eléctrodo e da peça, resultando num processo de estabilidade na maquinagem. Além disso, o líquido dielétrico realiza outras tarefas importantes: a de expulsar as partículas-detrito e arrefecer a largura da folga, resultando numa maior estabilidade na maquinagem.

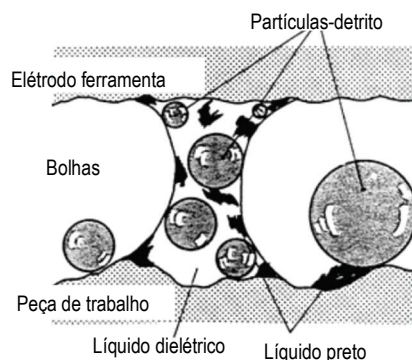


Figura 9 - Modelo esquemático da folga do processo da eletroerosão [3]

Os eletrões iniciais que são gerados pelos raios ultravioleta, raios X, raios cósmicos e radiação da crosta terrestre, são acelerados pelo campo elétrico que ioniza as espécies neutras devido à sua colisão, resultando numa avalanche de eletrões. Assim, o campo elétrico é formado e são desenvolvidos fluxos entre o ânodo e o cátodo, resultando no estabelecimento de uma descarga [10]. No processo de eletroerosão, como a duração da descarga é normalmente superior a alguns  $\mu s$  e a densidade de corrente está entre  $10^8$  e  $10^9$  A/m<sup>2</sup>, a descarga estabelecida é uma descarga de arco. Pela emissão do eletrão é mantida uma descarga de arco desde o cátodo, a qual se fica a dever não só à emissão secundária mas também às emissões termiônica e de campo elétrico. Como os campos de temperatura e elétrico são fortes, o processo de emissão é fortemente dependente de ambas as variáveis

(teoria T-F “Thomas e Fermi”, em que a emissão de eletrões se gera num campo elétrico) [11]. Assim, o plasma é altamente ionizado resultando numa densidade de correntes elevadas, com um valor da tensão de descarga relativamente baixo, de aproximadamente 20 V. A tensão de descarga é o resultado da resistividade de um ânodo, um cátodo e a queda de tensão no canal, sendo que este valor se vai alterar ligeiramente dependendo do material do eléctrodo, do fluido dielétrico, da largura da folga e das condições de impulso.

Devido aos fenómenos físicos complexos que ocorrem na folga de descarga, a análise precisa do plasma no processo de eletroerosão é difícil. Eubank et al. [12] analisaram a expansão do plasma cilíndrico, considerando a vaporização da água dielétrica e verificando que a entalpia no plasma aumentou devido à dissociação e ionização da água. A fração de energia distribuída para o plasma foi obtida subtraindo a 100 % as frações de energia transferidas entre o ânodo e o cátodo. As frações do ânodo e do cátodo foram obtidas por comparação entre o material removido por impulso de descarga única e o volume de material fundido foi calculado utilizando uma fonte de calor pontual no caso do cátodo [13] e uma fonte pontual expandida circularmente no caso do ânodo [14]. Contudo, o plasma não foi analisado.

### **2.3. Distribuição da energia**

É importante medir a distribuição de energia entre o ânodo, cátodo e fluido dielétrico. Koenig et al. [15] mediram a distribuição de energia através da medição das temperaturas do fluido dielétrico e dos eléctrodos. Xia et al [16-18] mediram a distribuição da energia, comparando as temperaturas medidas nos eléctrodos com os resultados obtidos, usando um modelo de cálculo na relação da energia distribuída. Quando a temperatura calculada está de acordo com a medição, descobriram que a distribuição de energia estimada estava correta. As Figura 10 e 11 mostram a distribuição de energia obtida por Xia et al. [16] quando o cobre foi utilizado, tanto como ânodo ou cátodo, sobre as mesmas condições de impulso. A distribuição de energia para o ânodo e o cátodo é de cerca de 40 % e 25 %, respetivamente. Os autores relataram que a energia distribuída para o ânodo é sempre maior do que para o cátodo e raramente é afetada pela duração da descarga, tanto no caso da descarga única [16] como no caso de descargas múltiplas de um impulso [18].

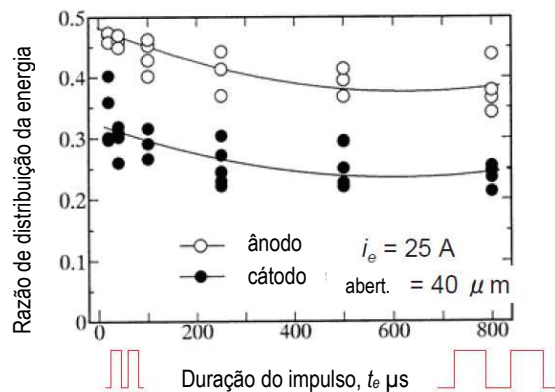


Figura 10 - Relação da proporção entre a duração do impulso e a distribuição de energia [3]

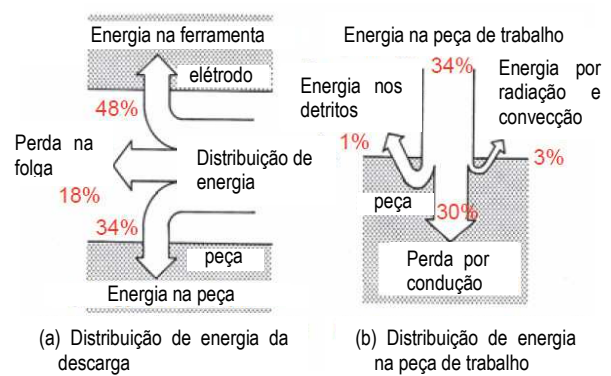


Figura 11 - Distribuição da energia no processo de eletroerosão [3]

## 2.4. Medição da temperatura do plasma

A temperatura do arco de plasma, em eletroerosão, foi medida por análise espectroscópica, e foi verificado que a temperatura atinge entre 6000 a 7000 K [19-22]. A Figura 12 mostra a alteração de temperatura medida durante e depois da descarga, quando o eléctrodo de cobre de diâmetro de 2 mm foi utilizado tanto no ânodo como no cátodo, debaixo das condições de descarga: corrente de descarga 40 A; duração de descarga: 300  $\mu$ s. Foi verificado que o tempo de desionização para uma largura da folga de 0,5 mm é consideravelmente menor do que para 1,5 mm [20]. Isto acontece porque uma grande folga resulta num gradiente de temperatura pequeno e numa grande capacidade de armazenamento de calor no plasma. Por outro lado, Hashimoto et al. [21] verificaram que o atraso na ignição do impulso seguinte se torna zero, quando o intervalo do impulso anterior for menor do que 5  $\mu$ s. Também verificaram que a temperatura do plasma medida 5  $\mu$ s depois da cessação da corrente de descarga, fica abaixo dos 5000 K. A distribuição da temperatura calculada durante a descarga é mostrada na Figura 12, que também suporta estes resultados. Isto significa que uma temperatura do plasma de 5000 K é considerada como o princípio da desionização. Esta diminuição de temperatura depois de cessar a descarga eléctrica mostra o intervalo do impulso necessário para obter um processo de maquinagem estável.

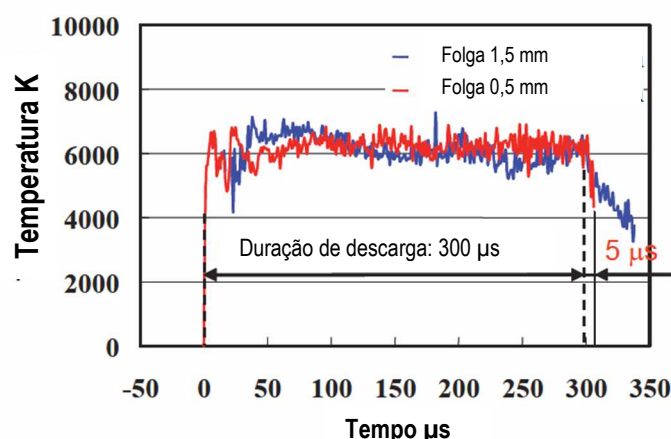


Figura 12 - A temperatura do plasma no centro da folga, é medida durante e após a descarga por espectroscopia [3]

## 2.5. Aspetos térmicos

Para obter a relação entre as condições operativas e a taxa de remoção de material, muitas tentativas foram feitas para calcular a distribuição de temperatura nos elétrodos, causada por um impulso de descarga única, através da resolução das equações de transferência de calor em função do tempo, assumindo vários modelos para a fonte de calor. Através da integração da solução para uma fonte pontual, que é libertada instantaneamente, no que se refere às variáveis de tempo e espaço adequado, pode-se obter soluções para as fontes instantâneas ou contínuas, em qualquer configuração espacial (Carslaw e Jaeger [23]). A solução analítica da distribuição de temperaturas para um instante  $t$  produzida para as fontes de distribuição de energia Gaussiana estacionárias num sólido semi-infinito foi dada por Pittaway [24].

Xia [17] analisou a influência dos pressupostos utilizados nas condições de fronteira do diâmetro da fonte de calor, a distribuição do fluxo de calor na fonte e o tempo de remoção do material, nos resultados dos cálculos de distribuição de temperatura nos elétrodos. Verificou-se que estes pressupostos exercem uma influência significativa no cálculo das superfícies isotérmicas dos pontos de vaporização e dos pontos de fundição. Infelizmente, contudo, a determinação das condições de fronteira é ainda uma questão controversa.

Para mostrar a influência das propriedades termofísicas dos materiais dos elétrodos na distribuição da temperatura no interior do eletrodo, a equação de transferência de calor pode ser resolvida utilizando um modelo simples, que apresenta uma fonte de calor circular com um fluxo uniforme em expansão e que ignora a dependência da remoção do material e da temperatura nas propriedades físicas [25].

As Figura 13 e 14 mostram os resultados calculados quando os materiais utilizados são o aço e o cobre, respetivamente, assumindo o mesmo rácio de 25% na distribuição de energia.

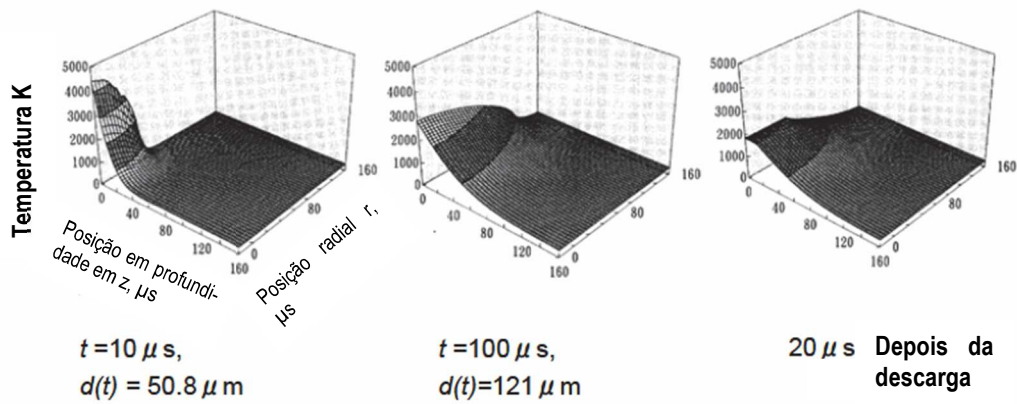


Figura 13 - Distribuição da temperatura na peça de trabalho em aço (cátodo) ( $i_e$ : 30 A,  $t_e$ : 100  $\mu\text{s}$ , e distribuição da energia para o cátodo de 25 %) [3]

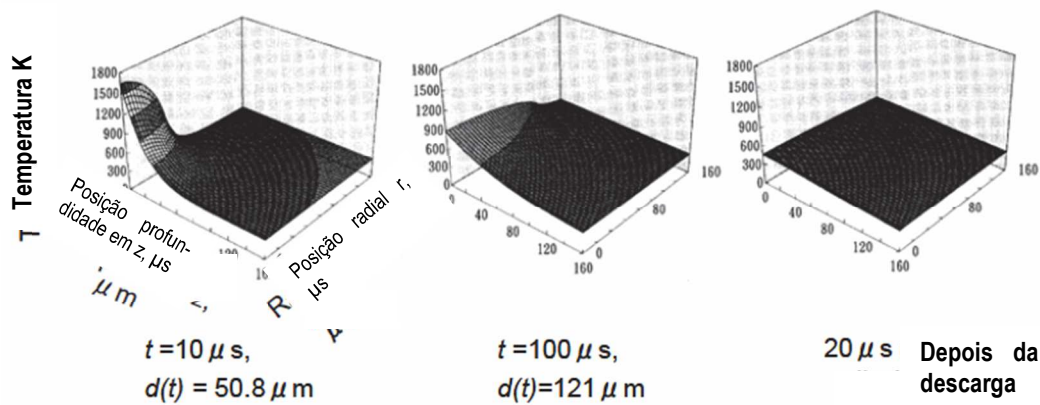


Figura 14 - Distribuição da temperatura na peça de trabalho em cobre (cátodo) ( $i_e$ : 30 A,  $t_e$ : 100  $\mu\text{s}$ , e distribuição da energia para o cátodo de 25%) [3]

Baseada na fórmula obtida por Saito et al. [26], assumindo que o diâmetro da fonte de calor é igual ao diâmetro da cratera de descarga, o diâmetro da fonte de calor no tempo  $d(t)$ , é determinada como:

$$d(t)[m] = 2,4 \times 10^{-3} \times t^{0,4} \times i_e^{0,4} \quad (1)$$

em que,  $t$  é o tempo (s) e  $i$  é a intensidade (A).

Aqui o tempo é depois da ignição. Embora o ponto de fusão do cobre (1357 K) seja menor do que o do aço (1808 K), a zona do cobre fundido é consideravelmente menor do que a do aço devido à difusividade térmica superior do cobre ( $1,1 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$ ) relativamente à do aço ( $2,0 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ ). Com a expansão do raio do plasma no caso do cobre, a zona fundida é mesmo

ressolidificada durante a descarga. Durante o intervalo de descarga  $t_0$ , a temperatura da superfície do eléctrodo no local da descarga cai rapidamente no caso do cobre, uma vez que o tempo necessário para o plasma ser extinto é curto, levando a uma maquinagem estável. A diferença na diminuição da temperatura do plasma calculada, como é mostrado na Figura 13, é o resultado da diferença na difusidade térmica do material do eléctrodo. Uno et al. [27] e Suzuki et al. [28] utilizaram o carbono e o diamante sintético condutor eléctrico, ambos obtidos por CVD (Chemical Vapour Deposition), como materiais no eléctrodo ferramenta, respetivamente. Devido ao efeito da difusidade térmica destes materiais, o processo de eletroerosão pode ser realizado com desgaste quase nulo do eléctrodo ferramenta.

## 2.6. Micromaquinagem por Eletroerosão

Os processos de eletroerosão são amplamente utilizados para a micromaquinagem de bicos de injeção de combustível, furos para fiandeiras de fibras sintéticas, eletrónicos e dispositivos óticos, peças para micromecânica e microferramentas para a produção destes dispositivos. A Figura 15 mostra o método da Retificadora de Fio por Eletroerosão (Wire Electro-Discharge Grinding - WEDG) que foi desenvolvido por Masuzawa et al. [29]. Usando um eléctrodo de fio que se desloca ao longo do sulco de uma guia de arame, uma micro-haste pode ser maquinada como num processo de torneamento. Em seguida, na mesma máquina, através da inversão da polaridade da haste micromaquinada, micro furos de menos de  $10\text{ }\mu\text{m}$  de diâmetro podem ser efetuados pela micromaquinagem de eletroerosão. Seguidamente, são descritos os problemas essenciais da micromaquinagem de eletroerosão, que foram elucidados e resolvidos por Masuzawa [30], através do desenvolvimento do método WEDG.

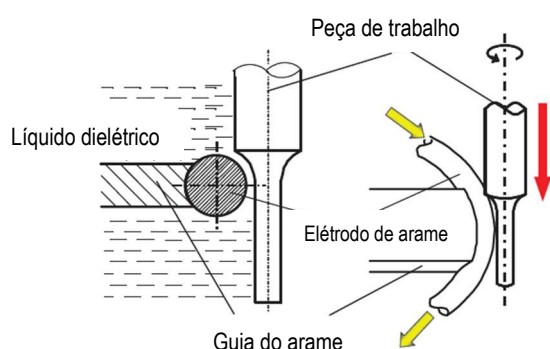


Figura 15 - Microerosão WEDG [3]

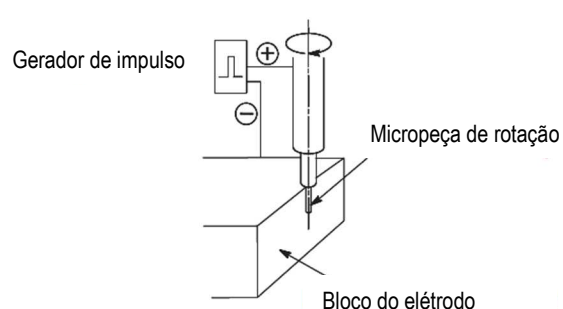


Figura 16 - Microerosão por eléctrodo [3]

Quando um micro eléctrodo-ferramenta é comprado ou feito usando uma máquina e colocado no mandril da máquina de micromaquinagem de eletroerosão, o micro eléctrodo-



ferramenta fica sempre descentrado, relativamente ao eixo do veio de rotação, como mostrado na Figura 16. Na máquina WEDG, contudo, o desalinhamento é quase nulo, porque a micro-haste é feita em primeiro lugar, na mesma máquina por WEDG, invertendo depois a sua polaridade para usar a micro-haste como elétrodo-ferramenta e realizar micro-furos, sem soltar o mandril da máquina.

Na máquina da formação da micro-haste, também é possível utilizar um elétrodo ferramenta de bloco, como mostrado na Figura 16. No entanto, o desgaste do bloco deteriora a precisão de maquinagem. Em WEDG, não há nenhum problema de desgaste, porque é utilizado um fio renovável como elétrodo ferramenta. Uma vez que o fio é guiado através duma ranhura, que guia o arame, a precisão de maquinagem não é deteriorada pela vibração do fio, ao contrário do processo WEDM.

## **2.7. Zona Afetada pelo Calor**

A zona afetada pelo calor e solidificada é produzida durante o processo de eletroerosão, também referida como ZAC – Zona Afetada pelo Calor (HAZ – Heat Affected Zone). Assim, a Figura 17 mostra claramente que há uma camada rapidamente solidificada, onde os cristais crescem em linha reta para fora da superfície do metal durante a solidificação. Invariavelmente ocorre uma fratura nesta camada, a qual segue a direção dos cristais. Normalmente, esta camada tem uma espessura de 15 a 30  $\mu\text{m}$ . O teor de carbono na camada superficial pode também ser afetado, por exemplo, pela cementação a partir do líquido de lavagem, ou a partir do elétrodo, podendo também ocorrer descarburização, aquando da utilização de água desionizada como líquido dielétrico.

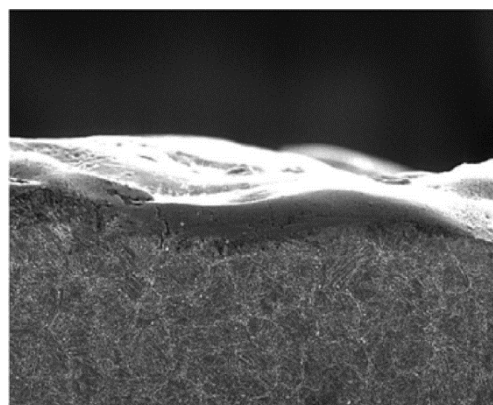


Figura 17 - Zona afetada pelo calor (HAZ) na superfície da peça [31]



### 3. Modelação do Processo de Eletroerosão por Penetração

Os parâmetros que definem as características das descargas de eletroerosão, como a percentagem de energia que é transferida por condução para a peça a ser maquinada, o tamanho e a forma do canal de descarga e o mecanismo de remoção do material, dependem do material do eléctrodo [32]. O tipo de dielétrico, a tensão durante a descarga e as possíveis relações entre estes parâmetros são difíceis de se estabelecer, devido à dificuldade definida em uma medição experimental. A alta dispersão dos dados publicados mostra que ainda são necessários mais trabalhos de investigação para uma melhor compreensão da natureza dos fenómenos envolvidos no processo de eletroerosão.

#### 3.1. Modelação Térmica do Cátodo

O objetivo desta secção é elucidar as características de cada modelo e validar o mais adequado, que proporcione uma maior aproximação em relação ao processo real. O foco é dado para o modelo eletrotérmico, já que é mais comum para um tempo de impulso mais prolongado ( $> 5 \mu s$ ), enquanto o modelo eletromecânico é mais adequado para um tempo de impulso curto ( $< 5 \mu s$ ). Assim, com base na disponibilidade dos modelos publicados por Snoeys e Van Dijck (1971), Van Dijck e Dutre (1974), Beck (1981a), Jilani e Pandey (1983, 1982), Pandey e Jilani (1986) e Dibitonto et al. (1989), serão estudadas as características da distribuição da temperatura, as características dimensionais da cratera e da taxa de remoção do material (MRR – Material Removal Rate) no cátodo.

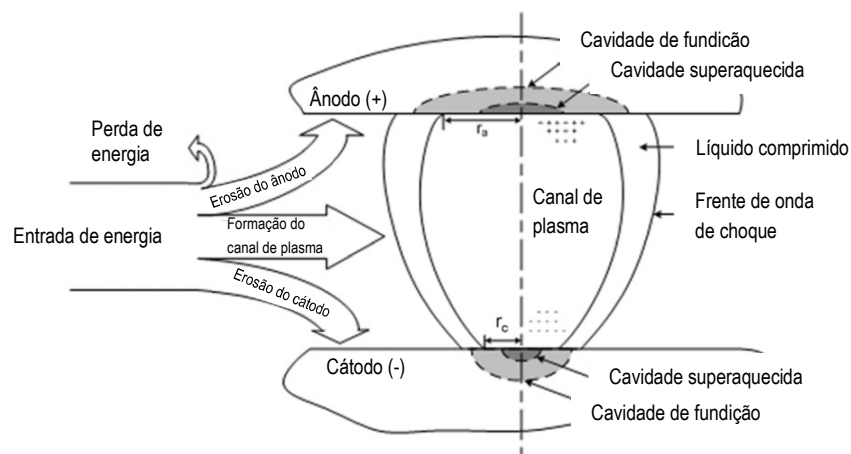


Figura 18 - Diagrama esquemático do processo de eletroerosão (EDM) [32]

No processo de eletroerosão, uma energia elétrica é transmitida através dos eléctrodos, e é criada uma temperatura extremamente alta, responsável pela remoção de material, devido à alta intensidade de corrente que flui através do canal de plasma (ver Figura 18). Baseado neste

fenómeno, os modelos de eletroerosão foram obtidos assumindo um problema de condução de calor sem nenhuma geração de calor. O problema da condução de calor é resolvido com a equação diferencial parcial, dada como:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2)$$

em que,  $T$  é a temperatura (K),  $r$  é o eixo radial (m),  $z$  é o eixo vertical (m),  $t$  é o intervalo de tempo (s) e  $\alpha$  é a difusibilidade térmica do material ( $\text{m}^2/\text{s}$ ) que pode ser escrita como:

$$\alpha = \frac{K_t}{\rho C_p} \quad (3)$$

onde  $K_t$  é a condutividade térmica do material ( $\text{J}/(\text{m K s})$ ),  $\rho$  é a densidade do material ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) e  $C_p$  é o calor específico ( $\text{J}/(\text{kg K})$ ).

Nos modelos de Snoeys e Van Dijck (1971), Van Dijck e Dutre (1974), e Jilani Pandey (1983, 1982), e Pandey e Jilani (1986), o calor latente de fusão é levado em consideração na formulação da difusibilidade térmica ( $\alpha'$ ), sendo dado como:

$$\alpha' = \frac{K_t}{\rho(C_p + m/T_m)} \quad (4)$$

onde  $m$  é o calor latente de fusão ( $\text{kJ}/\text{kg}$ ) e  $T_m$  é a temperatura de fusão (K).

Com base na hipótese em cada trabalho de pesquisa foram utilizadas várias hipóteses para simplificar o processo. As condições iniciais e de fronteira foram designadas para resolver a formulação matemática do problema.

O fluxo de calor gerado no canal de plasma e transmitido para o cátodo foi definido como:

$$q = \begin{cases} \frac{F_c VI}{\pi r_c^2} ; & \text{fonte de calor do disco (raio do fluxo de calor)} \\ \frac{F_c VI}{2\pi r^2} ; & \text{fonte de calor pontual} \end{cases} \quad (5)$$

onde  $q$  é o fluxo de calor ( $\text{W}/\text{m}^2$ ),  $V$  é a tensão de descarga (V),  $I$  é a intensidade de corrente (A),  $F_c$  é a fração de energia transferida para o cátodo,  $r_c$  é o raio da fonte de calor na superfície do cátodo (m), e  $r$  é a distância radial a partir da origem (m).

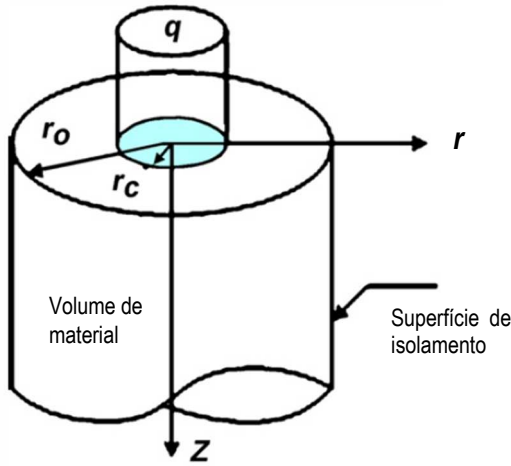


Figura 19 - Modelo esquemático de EDM proposto por Snoeys [32]

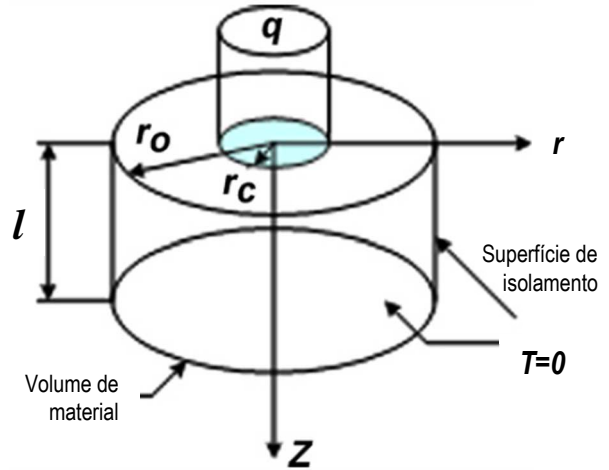


Figura 20 - Modelo esquemático de EDM proposto por Van Dijck [32]

As análises da taxa de remoção do material foram baseadas no pressuposto de que a quantidade de material fundido no final do período de impulso é completamente removida por uma onda de choque gerada no dielétrico. Portanto, o limite da cratera resultante foi considerado como sendo a superfície isotérmica da temperatura de fusão do material em questão. Detalhes de cada modelo serão discutidos nas secções seguintes.

### 3.1.1 Modelo de Snoyes (Snoyes e Van Dijck, 1971)

Neste modelo [7], uma fonte de calor em disco foi utilizada para simular a entrada de calor na superfície do cátodo, que se presume seja isolada termicamente na área exterior (ver a Figura 19). Assume-se que esta fonte de calor existe durante a duração do impulso, presumindo que a fração da energia transferida para o cátodo é de 50 % ( $F_c = 0,5$ ).

Com base nas premissas utilizadas, a distribuição de temperatura no cátodo foi dada como:

$$T(r, z, t) = T_0 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{C_n}{2\lambda_n} J_0(\lambda_n r) \left\{ e^{\lambda_n z} \left[ \operatorname{erf} \left( \lambda_n \sqrt{\alpha' t} + \frac{z}{2\sqrt{\alpha' t}} \right) - 1 \right] + e^{-\lambda_n z} \left[ \operatorname{erf} \left( \lambda_n \sqrt{\alpha' t} - \frac{z}{2\sqrt{\alpha' t}} \right) + 1 \right] \right\} \quad (6)$$

onde a temperatura ambiente é  $T_0$  (K),  $J_0$  são as funções de Bessel da primeira espécie e de ordem zero, erf é a função de erro, e  $c_n$  é dada como:

$$c_n = \frac{2qr_c J_1(\lambda_n r_c)}{K_t \lambda_n r_0^2 J_1^2(\lambda_n r_0)} \quad (7)$$

aqui,  $J_1$  são as funções de Bessel de primeira espécie e de primeira ordem,  $r_o$  é o raio da superfície da peça de trabalho isolada termicamente (m), e as raízes de  $\lambda_n$  são determinadas pela função  $J_0(\lambda_n r_o) = 0$  para  $n = 1, 2, 3, \dots$

### 3.1.2 O modelo de Van Dijck (Van Dijck and Dutre, 1974)

O modelo [33] explica a natureza bidimensional do fluxo de calor, que foi resolvido para dois casos, de dimensão finita e infinita na direção  $z$ . No entanto, o último caso foi parecido com o modelo de Snoeys (Snoeys e Van Dijck, 1971). Assim, as análises apenas foram realizadas para um caso de dimensão finita na direção  $z$ , que é a versão simplificada do processo infinito. Foi suposto as superfícies do elétrodo e da peça estarem isoladas termicamente do lado de fora da fonte de calor. O meio ambiente foi assumido estar inicialmente à temperatura ambiente e a fração de energia transferida para o cátodo foi considerada ser de 50 % ( $F_c = 0,5$ ). O diagrama esquemático do modelo de Van Dijck é mostrado na Figura 20.

O princípio da sobreposição e separação das variáveis foi aplicado na equação diferencial parcial e a solução da distribuição da temperatura foi determinada como [33]:

$$T(r, z, t) = T_0 + \frac{qr_c}{K_t} \sum_{n=1}^{\infty} a_n J_0(\lambda_n r) \times \left\{ \sinh(\lambda_n z) + \sum_{m=1}^{\infty} c_{mn} \sin(\mu_m z) \exp[-\alpha'(\lambda_n^2 + \mu_m^2)t] \right\} \quad (8)$$

onde:

$$a_n = \frac{2J_1(\lambda_n r_c)}{\cosh(\lambda_n l) [\lambda_n r_o J_1(\lambda_n r_o)]^2} \quad (9)$$

$$\mu_m = \left(\frac{\pi}{2l}\right) (2m - 1) \quad (10)$$

$$c_{mn} = \frac{(-1)^m \lambda_n \cosh(\lambda_n l)}{l(\mu_m^2 + \lambda_n^2)} \quad (11)$$

sendo que  $\lambda_n$  são as raízes de  $J_0(\lambda_n r_o) = 0$ ,  $r_o$  é o raio da superfície isolada da peça de trabalho (m) e  $l$  é a espessura do material (m).

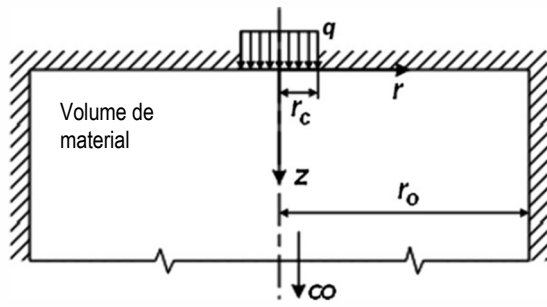


Figura 21 - Modelo esquemático de EDM do diagrama de Beck [32]

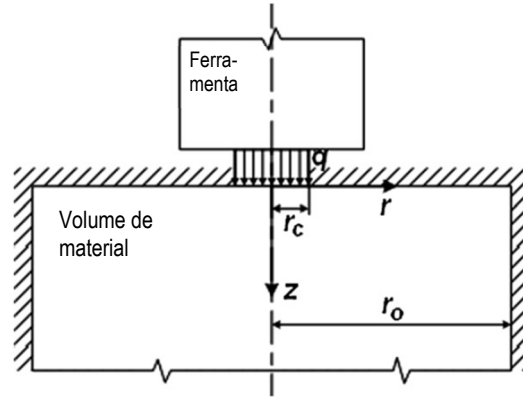


Figura 22 - Modelo esquemático de EDM do diagrama de Jilani [32]

### 3.1.3 O modelo de Beck (*Beck, 1981a, 1981b*)

Neste modelo [34, 35] a superfície do material foi aquecida numa região em forma de disco centrada na extremidade do fluxo de calor. A superfície foi isolada termicamente, exceto sobre a região circular onde o fluxo de calor atinge as superfícies dos materiais (Figura 21). No entanto, o modelo não foi desenvolvido especificamente para o processo de eletroerosão, pois o fluxo de calor não levou em conta a fração de energia transferida para o cátodo.

A distribuição de temperatura foi dada como:

$$T(r, z, t) = T_i + \frac{2qr_c}{K_t} \left\{ \frac{r_c B(z, t)}{r_o^2} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{C_i(z, t) J_0(\lambda_i r) J_1(\lambda_i r_c)}{2[\lambda_i r_c J_0(\lambda_i r_c)]^2} \right\} \quad (12)$$

onde  $T_i$  é a temperatura inicial (K),  $r_o$  é o raio do cilindro exterior isolado (m),  $\lambda_n$  é a raiz de  $J_1(\lambda_n r_o) = 0$ , e:

$$B(z, t) = \sqrt{\alpha t} \operatorname{ierfc} \left( \frac{z}{2\sqrt{\alpha t}} \right) \quad (13)$$

$$C_i(z, t) = e^{-z\lambda_i} \left\{ 1 + \operatorname{erf} \left[ \lambda_i \sqrt{\alpha t} - \frac{z}{2\sqrt{\alpha t}} \right] \right\} - e^{z\lambda_i} \operatorname{erfc} \left[ \lambda_i \sqrt{\alpha t} + \frac{z}{2\sqrt{\alpha t}} \right] \quad (14)$$

### 3.1.4 O modelo de Jilani's (Jilani e Pandey, 1983, 1982; Pandey and Jilani, 1986)

Este modelo [36-38] supõe que o calor do canal de plasma é transferido para a peça de trabalho ou para a ferramenta apenas por condução. Cerca de 90 % da energia total libertada é conduzida para a folga de descarga e foi distribuída igualmente entre o ânodo e o cátodo ( $F_c = 0,5$ ). O canal de plasma tem sido considerado como sendo uma fonte de calor de disco

situado entre os dois corpos semi-infinitos (ferramenta e a peça de trabalho), como é mostrado na Figura 22. O raio do fluxo de calor ( $r_c$ ) será constante, independentemente das condições de descarga, e as superfícies do eletrodo e do corpo semi-infinito com raio  $r_o$  são completamente isoladas, exceto na parte onde o fluxo de calor ataca as superfícies dos materiais do eletrodo.

A distribuição da temperatura foi derivada, utilizando um número infinito de pontos instantâneos de fontes de calor, distribuídos à volta da circunferência, e que foi dada como:

$$T(r, z, t) = \frac{qr_c^2}{K_t} \sqrt{\frac{\alpha'}{\pi}} \int_0^t \exp \left[ -\frac{r^2}{4\alpha't + r_c^2} - \frac{z^2}{4\alpha't} \right] \times \frac{1}{(4\alpha't + r_c^2)\sqrt{t}} dt \quad (15)$$

Para alcançar um grau razoável de aproximação, o modelo leva em conta o efeito de crescimento do canal de plasma, através de uma abordagem de temperatura constante na superfície. Assim, a temperatura no centro do ponto do cátodo foi assumido que se mantenha constante ao longo da duração do tempo de impulso e igual à temperatura de ebulição do material do cátodo. A temperatura de ebulição do material do cátodo é dada como:

$$T_b = \frac{qr_c}{K_t\sqrt{\pi}} \tan^{-1} \left[ \sqrt{\frac{4\alpha t}{r_c^2}} \right] \quad (16)$$

### 3.1.5 O modelo de DiBitonto (*Dibitonto et al., 1989*)

O raio de plasma no cátodo foi considerado muito menor do que no ânodo [13]. Portanto, a fonte de calor foi aproximada por um ponto, em vez de um disco, para a condução no seu interior. A energia distribuída pela erosão do cátodo foi assumida como sendo 18 % ( $F_c = 0,18$ ). A Figura 23 ilustra a simetria esférica, decorrente dos pressupostos acima, bem como do raio do material fundido ( $r_{cr}$ ).

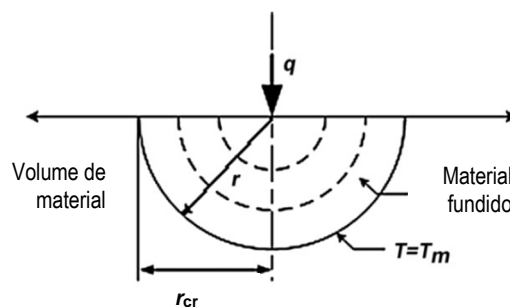


Figura 23 - Modelo esquemático de EDM do diagrama de DiBitonto [32]

A distribuição de temperatura foi dada como (Carslaw e Jaeger, 1986):

$$T(r, z, t) = T_0 + \frac{qr}{K_t} \operatorname{erfc}\left(\frac{r}{2\sqrt{\alpha t}}\right) \quad (17)$$

### 3.2. Modelação Eletrotérmica

Os modelos Snoeys, Van Dijck, Beck e Jilani foram desenvolvidos usando uma fonte de calor em disco, enquanto o modelo de DiBitonto é desenvolvido usando uma fonte de calor pontual. Ao contrário dos outros modelos, onde as propriedades termofísicas dos materiais são consideradas constantes, o modelo de DiBitonto utiliza um valor médio das propriedades termofísicas ao longo de todo o intervalo de temperatura, desde o estado sólido até ao líquido. Em ambos os casos, os valores não variam nas análises.

Presume-se que a fração da energia de descarga para erosão do cátodo de DiBitonto seja 18 %, ao invés de 50 % como nos outros modelos. Nos modelos de Snoeys, Van Dijck, e Jilani, o efeito do calor latente de fusão é levado em conta na formulação do modelo. No entanto, os modelos de Beck e DiBitonto negligenciaram este fator, uma vez que o efeito sobre a taxa de remoção de material (MRR) é considerado ser 2 % no máximo.

Os controlos foram realizados para o cátodo, uma vez que na eletroerosão convencional a peça de trabalho é geralmente definida com uma polaridade negativa quando é maquinada, utilizando uma ferramenta de um material diferente.





## 4. Modelação de Controlo do Processo

### 4.1. Controlo do Processo

Os parâmetros que definem as características das descargas da eletroerosão, como a percentagem de energia que é transferida por condução para a peça, o tamanho e a forma do canal de descarga e o mecanismo de extração, dependem do material do eléctrodo, do tipo do líquido dieléctrico, da intensidade de corrente e da tensão durante a descarga, e as possíveis relações entre estes parâmetros são difíceis de estabelecer devido à dificuldade com a sua medição experimental [39].

Para descargas muito curtas, não há tempo suficiente para que o material seja aquecido adequadamente, quase não ocorre a fusão e o material é removido em estado de vapor. Se a duração da descarga exceder alguns microssegundos, parte do material da peça de trabalho é fundida. Na primeira fase de descarga o campo eléctrico forte no cátodo pode levar a tensões mecânicas no material [40-42] que podem contribuir para a sua remoção. Portanto, exceto para descargas muito curtas a remoção de material é devida à fusão e posterior expulsão. É por isso que a eletroerosão é geralmente modelada como um problema de transmissão térmica, em que o objetivo é de determinar a distribuição de temperatura no interior do material da peça de trabalho que resulta a partir de uma descarga.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}_G}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (18)$$

A equação de transmissão de calor tem de ser resolvida pela equação (18), tendo em conta que as condições de fronteira do problema da equação (1) possam ser radiais na equação (2), onde  $\alpha$  é a difusibilidade térmica do material ( $m^2/s$ ) que pode ser escrita pela equação (3).

As diferentes abordagens para resolver um problema térmico podem ser encontradas na bibliografia [43], mas hoje em dia, a maioria dos trabalhos de investigação é dedicada a modelos numéricos, com base no método dos elementos finitos (MEF) [1, 16, 41-45] ou no método das diferenças finitas [46]. Seja qual for o método de resolução utilizado, é necessária uma definição realística das características de descarga. Estas características podem ser resumidas em três parâmetros: a percentagem de energia transferida para a peça a ser trabalhada por condução; o tamanho e a forma do canal de descarga; e o mecanismo de extração do material.

Durante uma descarga, parte da energia é dissipada no líquido dieléctrico envolvente e a outra parte é perdida por radiação, como é mostrado na Figura 24. O resto da energia é

transferido para o eléctrodo e para a peça por condução. Parte desse calor é evacuado da peça a ser trabalhada por convecção, mas quando se trata do aquecimento local devido a cada faísca, esta parte pode ser ignorada [16, 37]. A repartição de energia depende de muitos fatores, entre os quais a difusibilidade térmica, bem como a temperatura de ebulição do material do eléctrodo e da peça [44]. Enfim, vários resultados podem ser encontrados na literatura, correspondentes a diferentes condições de eletroerosão e métodos de avaliação.

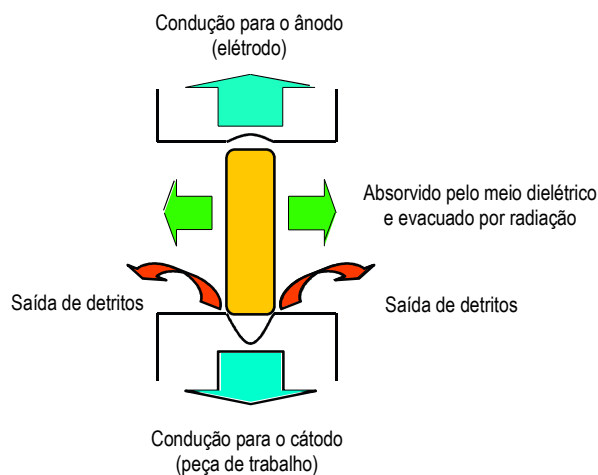


Figura 24 - Balanço energético durante a descarga [39].

O segundo parâmetro é o tamanho e a forma do canal de plasma, por outras palavras, a geometria da fonte de calor no modelo. Todos os modelos recentes supõem que a fonte de calor tem a forma de um disco. Normalmente, assume-se que o crescimento do canal de plasma mostra um aumento acentuado no diâmetro nos primeiros microssegundos de descarga e uma estabilização posterior. O modelo também mostra uma dependência nas propriedades físicas do material. A fim de refletir esta dependência do tempo ( $t$ ) e do raio da fonte de calor ( $R$ ), alguns autores usam uma função exponencial, como o representado pela equação (19).

$$R(t) = R_p t^n \quad (19)$$

O valor do expoente  $n$  tem sido estudado por muitos investigadores [42, 47] utilizando diferentes técnicas. Outro fator, que define a entrada de calor, é a distribuição do fluxo de calor dentro do canal de plasma. Observações feitas por Descoeudres et al. [48] e Kojima et al. [49] utilizaram técnicas de espectroscopia e revelaram que a distribuição de temperatura dentro do canal de plasma não é uniforme. As medições feitas por Descoeudres refletem uma distribuição da temperatura em forma gaussiana. Esta é a suposição adotada na maioria dos recentes modelos térmicos de eletroerosão, que utilizam uma distribuição de fluxo de calor gaussiana.

O último aspeto a ser estudado é o mecanismo de extração do material que leva à formação da cratera. Alguns autores consideram que todo o material fundido é efetivamente extraído, mas segundo esta hipótese, os valores para a taxa de remoção de material (MRR) obtidos por Jilani e Pandey [37] foram superiores aos experimentais.

Murali e Yeo [50] compararam as medições de crateras de descarga única com crateras simuladas, supondo que todo o material fundido é removido. Neste caso, as simulações mostraram crateras maiores do que as experimentais.

Há diversas propostas para calcular os raios do canal de descarga. Van Dijck [51] fez o cálculo da alteração de temperatura de ambos os materiais da ferramenta e da peça, devido ao efeito de Joule, e concluiu que este pode ser negligenciado. Uma proposta de novos modelos baseados numa fonte de calor, utilizada por DiBitonto et al. [13, 14] foi efetuada a fim de seguir a complexidade do fenómeno. Ambos os trabalhos usam a eficiência da remoção de material, definida por Van Dijck [51], como a relação do material removido por impulso com o volume efetivamente fundido.

#### **4.2. Breve Introdução ao Método Termoelétrico Composto**

Neste estudo foi utilizado um modelo eletrotérmico para simular uma única descarga. Portanto, este estudo numérico e experimental não só mostra o efeito da tensão de referência do servomecanismo na taxa de remoção do material e como também na taxa de desgaste da ferramenta. O programa definido pelo artigo [1] vai servir de apoio a este trabalho. Assim, passa-se a expor as suas condições de fronteira na modelação.

#### **4.3. Modelo Matemático**

Num estudo precedente [12], foi mencionado que a eletroerosão (EDM) é fisicamente similar a muitas descargas em meio gasoso, em que uma corrente constante passa através do plasma. A descarga elétrica no processo de eletroerosão é de elevada complexidade e incerteza; a fim de simplificar o modelo matemático foram feitas as seguintes suposições:

- O domínio é considerado como axissimétrico.
- É suposto que o raio dos elétrodos seja aproximadamente 20 vezes maior do que o raio do canal de descarga e o cilindro exterior adiabático, baseados no trabalho de Van Dijck [51].
- O canal de descarga é de forma cilíndrica uniforme. O raio do canal de descarga é calculado e baseado no trabalho de Ikai e de Hashiguchi [52], como é explicado mais adiante.

- A descarga de eletroerosão é feita num meio vaporizado no qual passa uma corrente constante.
- No canal de descarga dá-se uma conversão parcial da energia elétrica em térmica – efeito de Joule.
- A peça e a ferramenta são consideradas homogéneas e isotrópicas.
- As propriedades dos materiais dos elétrodos e do líquido dielétrico são consideradas independentes da temperatura. Os valores das propriedades físicas e térmicas são usados como um valor médio.
- O calor transferido para os elétrodos ocorre por condução.
- No canal de descarga, o potencial elétrico é constante na direção radial.
- A análise é feita para uma descarga única.

#### 4.4. Formulação dos Elementos Finitos

O aquecimento por efeito de Joule surge quando a corrente elétrica que flui por um condutor é convertida em energia térmica. O software ABAQUS/Standard [53], possui um procedimento termoeletrico completamente integrado para analisar este tipo de problemas. A integração surge de duas fontes: a condutividade no problema elétrico é dependente da temperatura e o calor interno gerado no problema térmico é uma função da corrente elétrica. A parte térmica do problema inclui a condução de calor e o armazenamento de calor (calor específico e latente). A convecção de calor forçada, causada pelo fluxo do fluido na malha não é considerada. Os elementos termoeletricos têm a temperatura e o potencial elétrico como variáveis nodais.

##### 4.4.1 Equação de Governo

O campo elétrico de um material é governado pela equação de Maxwell de conservação de carga [1]. Assumindo um regime permanente da corrente elétrica, a equação reduz-se a

$$\int_S \mathbf{J} \cdot \mathbf{n} dS = \int_V r_c dV \quad (20)$$

onde  $V$  é o volume de controlo cuja superfície exterior é  $S$ ,  $\mathbf{n}$  é a normal exterior à superfície  $S$ ,  $\mathbf{J}$  é a densidade de corrente elétrica (corrente por unidade de área), e  $r_c$  é a fonte de corrente interna por unidade de volume. O teorema da divergência pode ser utilizado para converter a superfície integral num volume integral:

$$\int_V \left[ \frac{\partial}{\partial x} \mathbf{J} - r_c \right] dV = 0 \quad (21)$$

e, visto que o volume é arbitrário, isto fornece uma equação diferencial num ponto

$$\frac{\partial}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{J} - r_c = 0 \quad (22)$$

A formulação equivalente fraca é obtida através da introdução de um variacional arbitrário, o campo elétrico do potencial  $\delta\varphi$ , e integrando sobre o volume:

$$\int_V \delta\varphi \left[ \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{J} - r_c \right] dV = 0 \quad (23)$$

Usando primeiro a regra de cadeia e em seguida o teorema da divergência, esta expressão pode ser reescrita como:

$$-\int_V \frac{\partial \delta\varphi}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{J} dV = \int_S \delta\varphi J dS + \int_V \delta\varphi r_c dV \quad (24)$$

onde  $J$  é definido como  $-\mathbf{J} \cdot \mathbf{n}$  e a densidade de corrente que entra no volume de controlo através de  $S$ . Esta é a equação que rege o problema termoeletrico acoplado.

#### 4.4.2 Equação Fundamental de Balanço Elétrico

O fluxo da corrente elétrica é descrito pela lei de Ohm:

$$\mathbf{J} = \boldsymbol{\sigma}^E \cdot \mathbf{E} \quad (25)$$

onde  $\boldsymbol{\sigma}^E(\theta, f^\alpha)$  é a matriz de condutividade elétrica;  $\theta$  é a temperatura; e  $f^\alpha$ ,  $\alpha = 1, 2, \dots$ , são quaisquer variáveis dos campos predefinidos. A condutividade pode ser isotrópica, ortotrópica ou totalmente anisotrópica.  $\mathbf{E}(\mathbf{x})$  é o campo do potencial elétrico definido por:

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \varphi}{\partial \mathbf{x}} \quad (26)$$

Se ocorrer um aumento de potencial quando uma partícula carregada se move contra o campo elétrico, a direção do gradiente passa a ser oposta ao campo elétrico. Utilizando a definição da lei de Ohm, pode ser escrita como:

$$\mathbf{J} = -\boldsymbol{\sigma}^E \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \mathbf{x}} \quad (27)$$

A relação constitutiva é linear, ou seja, ela pressupõe que a condutividade elétrica é independente do campo elétrico.

Introduzindo a lei de Ohm, torna-se a equação de conservação de carga como:

$$\int_V \frac{\partial \delta \varphi}{\partial \mathbf{x}} \cdot \boldsymbol{\sigma}^E \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \mathbf{x}} dV = \int_V \delta \varphi r_c dV + \int_S \delta \varphi J dS \quad (28)$$

#### 4.4.3 Balanço Térmico da Energia

O problema da condução de calor é descrito pela equação de balanço energético

$$\int_V \rho \dot{U} \delta \theta dV + \int_V \frac{\partial \delta \theta}{\partial \mathbf{x}} \cdot \mathbf{k} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \mathbf{x}} dV = \int_V \delta \theta r dV + \int_S \delta \theta q dS \quad (29)$$

onde  $V$  é o volume do material sólido, com área superficial  $S$ ;  $\rho$  é a densidade do material;  $U$  é a energia interna;  $\mathbf{k}$  é a matriz de condutividade térmica;  $q$  é o fluxo de calor por unidade de área que atravessa o corpo; e  $r$  é o calor interno gerado dentro do corpo.

As eqs. (28) e (29) descrevem os problemas elétrico e térmico respetivamente. O acoplamento resulta de dois fatores: a condutividade no problema elétrico que é dependente da temperatura,  $\boldsymbol{\sigma}^E = \boldsymbol{\sigma}^E(\theta)$ , e o calor interno gerado no problema térmico, que é uma função da corrente elétrica atual,  $r = r_{ec}(\mathbf{J})$ , como descrito de seguida.

#### 4.4.4 Energia Térmica devido à Corrente Elétrica

A lei de Joule descreve a taxa da energia elétrica,  $P_{ec}$ , dissipada pela passagem da corrente através de um condutor como:

$$P_{ec} = \mathbf{E} \cdot \mathbf{J} \quad (30)$$

As eqs. (26) e (27) descrevem a lei de Joule que pode ser escrita como:

$$P_{ec} = \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\sigma}^E \cdot \mathbf{E} \quad (31)$$

Numa análise no estado estacionário,  $P_{ec}$  é avaliado num tempo  $t + \Delta t$ . Numa análise do transiente, em que o valor médio do  $P_{ec}$  é obtido através de um incremento.

#### 4.4.5 Condições da Superfície

A superfície  $S$  do corpo consiste em partes, nas quais podem ser prescritas condições de fronteira,  $S_p$ , e as partes podem interagir com as superfícies próximas de outros corpos,  $S_i$ . As condições de contorno prescritas incluem o potencial elétrico,  $\varphi = \varphi(\mathbf{x}, t)$ ; a temperatura,  $\theta = \theta(\mathbf{x}, t)$ ; a densidade de corrente elétrica,  $J = J(\mathbf{x}, t)$ ; o fluxo de calor,  $q = q(\mathbf{x}, t)$ ; e ainda as condições de convecção e radiação da superfície. O modelo de interação da superfície inclui

os efeitos de radiação e de condução de calor entre as superfícies, e a corrente elétrica que flui através da interface. A condução de calor e radiação é modelada como:

$$q_c = k_g(\theta_B - \theta) \quad (32)$$

e a equação é

$$q_r = F_B(\theta_B - \theta^Z)^4 - F(\theta_B - \theta^Z)^4 \quad (33)$$

respetivamente, onde  $\theta$  é a temperatura na superfície do corpo em questão,  $\theta_B$  é a temperatura na superfície do outro corpo,  $\theta^Z$  é o valor da temperatura do zero absoluto na escala de temperatura a ser utilizada,  $k_g(\bar{\theta}, \bar{f}^\alpha)$  é a matriz da condutividade térmica,  $\bar{\theta} = (1/2)(\theta + \theta_B)$  é a temperatura média de interface,  $\bar{f}^\alpha = (1/2)(f_A^\alpha + f_B^\alpha)$  é a média de quaisquer uma das variáveis dos campos predefinidos entre  $A$  e  $B$ , e  $F$  e  $F_B$  são constantes.

A corrente elétrica que flui entre as superfícies de interface é modelada como:

$$J = \sigma_g(\varphi_B - \varphi) \quad (34)$$

onde  $\varphi$  é o potencial elétrico na superfície do corpo em questão,  $\varphi_B$  é o potencial elétrico na superfície do outro corpo, e  $\sigma_g(\bar{\theta}, \bar{f}^\alpha)$  é a condutividade elétrica no interface. A energia elétrica dissipada pela corrente que flui através da interface:

$$P_{ec} = J(\varphi_B - \varphi) = \sigma_g(\varphi_B - \varphi)^2 \quad (35)$$

que é libertado como uma forma de calor entre as superfícies dos corpos

$$q_{ec} = f\eta_g P_{ec} \quad (36)$$

e

$$q_{ec}^B = (1 - f)\eta_g P_{ec} \quad (37)$$

onde  $\eta_g$  é um fator de conversão da energia e  $f$  especifica como o calor total é distribuído entre as superfícies de interface.  $P_{ec}$  é calculado no fim de cada incremento de tempo, em regime permanente e é um valor médio ao longo do tempo de incremento numa análise transitória.

Introduzindo os efeitos de interação entre as superfícies e a energia elétrica libertada e a energia térmica, as equações fundamentais elétrica e térmica, tomam a forma:

$$\int_V \frac{\partial \delta \varphi}{\partial \mathbf{x}} \cdot \boldsymbol{\sigma}^E \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \mathbf{x}} dV = \int_V \delta \varphi r_c dV + \int_{S_p} \delta \varphi J dS + \int_{S_i} \delta \varphi \sigma_g(\varphi_B - \varphi) dS \quad (38)$$

e

$$\begin{aligned} & \int_V \rho \dot{U} \delta \theta \, dV + \int_V \frac{\partial \delta \theta}{\partial \mathbf{x}} \cdot \mathbf{k} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \mathbf{x}} \, dV \\ &= \int_V \delta \theta r \, dV + \int_V \delta \theta \eta_g P_{ec} \, dV + \int_{S_p} \delta \theta q \, dS + \int_{S_i} \delta \theta (q_c + q_r + q_{ec}) \, dS \end{aligned} \quad (39)$$

#### 4.4.6 Discretização Espacial

Um modelo de elementos finitos em equilíbrio é realizado como um conjunto finito de equações através de funções de interpolação. As quantidades discretizadas são indicadas por uma letra maiúscula (por exemplo,  $\varphi^N$ ). As quantidades discretizadas representam variáveis nodais, com nós partilhados entre elementos adjacentes e a interpolação apropriada é usada para assegurar a continuidade adequada da variável em causa.

O campo potencial elétrico virtual é interpolado por:

$$\delta \varphi = \mathbf{N}^N \delta \varphi^N \quad (40)$$

onde  $\mathbf{N}^N$  são as funções de interpolação. Substituindo a Eq. (40) pela Eq. (38) obtém-se a equação elétrica discretizada.

O campo de temperatura no problema térmico é aproximado pelo mesmo conjunto de funções de interpolação:

$$\delta \theta = \mathbf{N}^p \delta \theta^p \quad (41)$$

Usando estas funções de interpolação e um operador de diferenças atrás referido, para integrar a taxa de variação de energia interna,  $\dot{U}$ , a relação de equilíbrio da energia térmica é obtida transformando o balanço energético da Eq. (39) numa equação discretizada.

#### 4.4.7 Raio do Canal de Descarga

De acordo com Erden [54] o canal de descarga é influenciado pelo dielétrico e material do elétrodo. Isto é extremamente difícil de provar devido à duração do impulso muito curto. A Eq. (42), obtida por Erden, pode ser usada para calcular o raio de descarga no processo de eletroerosão, sendo dependente da potência de descarga e do tempo.

$$R(t) = K Q^m t^n \quad (42)$$

onde  $Q$  é a energia de descarga e  $m$ ,  $n$  e  $K$  são as constantes empíricas.



Porém, alguns autores [14] utilizaram a Eq. (43) para calcular o raio do plasma, que só é dependente do tempo. As constantes empíricas  $n$  e  $K$  são iguais a 0,75 e 0,788, respetivamente.

$$R(t) = Kt^n \quad (43)$$

Pandey e Jilani [38] sugeriram a Eq. (44) para calcular o raio de descarga no processo de eletroerosão.

$$T_b = \frac{E_0 R}{K\pi^{0.5}} \tan^{-1} \left[ \frac{4\alpha t}{R^2} \right]^{0.5} \quad (44)$$

onde  $T_b$  é a temperatura de ebulição,  $E_0$  é a densidade de energia e  $\alpha$  é a difusibilidade térmica. Van Dijck [51] estudou a variação do material removido dos elétrodos, usando valores diferentes do raio do canal de descarga. Como foi mostrado, há um grande número de equações diferentes, usadas para calcular o raio do canal de descarga no processo de eletroerosão, embora estas tenham uma aplicação restrita.

Ikai e Hashiguchi [52] mostraram que o raio de descarga está relacionado com a intensidade da corrente e a duração do impulso como na Eq. de Erden [54]. O autor optou por usar o raio de descarga, com base no trabalho de Ikai e Hashiguchi [52] entre todas as possibilidades mostradas. Este valor é o designado como raio da fonte de calor equivalente  $R$  e substitui o valor do raio que é variável ao longo do processo. O raio da fonte de calor equivalente, que é dependente da intensidade da corrente ( $I$ ) e da duração do impulso ( $t$ ), é assim [1]:

$$R [mm] = 2,04 \times 10^{-3} I^{0,43} t^{0,44} \quad (45)$$

Este é um raio virtual que é usado como equivalente à dimensão da fonte de calor. A importância desta suposição para a presente pesquisa é usar um modelo eletrotérmico “estático”, onde um raio constante é utilizado, contudo diferente para cada intensidade de corrente usada.

#### 4.4.8 Distribuição da Potência/Energia e Fluxo de Calor

Os dois tipos de fonte de calor distribuída usados nos modelos simples, considerando o cátodo e o ânodo, são uniformes e gaussianos [41]. Neste caso, a fonte de calor para ambos os elétrodos está determinada pelo fluxo de intensidade de corrente transformado em energia térmica. A fonte de calor para as partes do modelo é variável com as propriedades térmicas e elétricas do dielétrico vaporizado e de ambos os elétrodos. As frações de fluxos de calor

usadas na modelização da eletroerosão variam entre as diferentes aproximações [13, 14, 44]. DiBitonto [13, 14] usou uma fração de potência de 0,183 e 0,08 para os modelos do cátodo e do ânodo, respetivamente. Neste trabalho, estas frações de energia são repartidas em função das propriedades térmicas de todas as partes do modelo. As propriedades térmicas do plasma têm influência no fluxo de calor gerado, como uma fração de aquecimento da lei de Joule. De acordo com Van Dijck [51], e baseado numa teoria de emissão de eletrões da equação de Mackeown, só aproximadamente 10 % da potência total é atribuída diretamente ao plasma. Além disso, Wansheng et al. [55] refere a energia do canal de descarga como a principal causa de remoção do material. A relação entre a energia do canal de descarga com a energia do impulso varia entre 7 % a 16 %, o que está de acordo com a energia atribuída ao plasma como Van Dijck sugeriu. Assim, o fator de aquecimento de Joule será aproximadamente de 36 %, que representa a soma das frações do cátodo e do ânodo [13, 14], mais a fração atribuída ao plasma (10 %). Eubank et al. [12] definiu a fração de eletrões como a energia transformada em energia térmica. Esta fração de eletrões é aproximadamente 45 % para a intensidade de corrente de 2,34 A e na ordem de 49 % para 68 A. A pesquisa presente utilizou um fator de Joule de 50 %, que está de acordo com o trabalho de Van Dijck [51]. Contudo, os autores pensam que o fator de aquecimento de Joule terá valores diferentes, em função da condutividade elétrica presente no plasma. A condutividade elétrica usada no modelo eletrotérmico pode ser obtida pela equação:

$$\Omega = \frac{lI}{SE} \quad (46)$$

onde  $l$  é a largura da folga,  $I$  a intensidade de corrente que passa através do canal de descarga,  $S$  a área da secção do canal de descarga e  $E$  é o potencial elétrico considerado constante e igual a 25 V.

#### 4.4.9 Critério das Propriedades dos Materiais

Os resultados teóricos do MEF foram comparados com os resultados experimentais da máquina de eletroerosão Agie SIT, com base em DiBitonto et al. [13, 14]. Os parâmetros da eletroerosão de descarga simples, utilizados no MEF, foram a intensidade de corrente e a duração do impulso. A intensidade de corrente varia entre 2,34 e 68 A, os valores da duração do impulso variaram entre 5,6 e 560  $\mu$ s e a simulação foi feita com base num ânodo de cobre e um cátodo de ferro. O meio do canal de descarga é um líquido vaporizado com uma densidade de  $5,7 \times 10^{-11}$  kg/mm<sup>3</sup>, como sugerido por Eubank et al. [12]. O calor específico pode assumir uma grande gama de valores devido à densidade, no entanto, foi usado o valor de

15.000 J/Kg K, que é o valor máximo apresentado no documento acima mencionado. Para a condutividade térmica utilizou-se um valor de 0,06 W/mm K que foi usado, com vista a encontrar uma rugosidade máxima na superfície do cátodo com uma corrente elétrica de 2,34 A (Agie SIT).

A malha de elementos finitos utilizada em todos os exemplos testados é mostrada na Figura 25. A malha de elementos finitos apresenta um canal de descarga refinado e de ligação aos elementos contíguos, a fim de melhor reproduzir a variação elevada da temperatura do canal de descarga. Inicialmente foi usado um modelo 3D, no entanto, conclui-se que era um modelo muito demorado. A partir dos resultados do modelo 3D, rapidamente se concluiu que um modelo axi-simétrico poderia ser aplicado com uma formulação simplificada e, obviamente, com um menor tempo consumido.

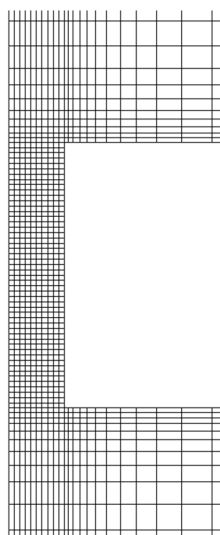


Figura 25 - Malha de elementos finitos, com o detalhe no canal de descarga e a ligação aos elementos contíguos.

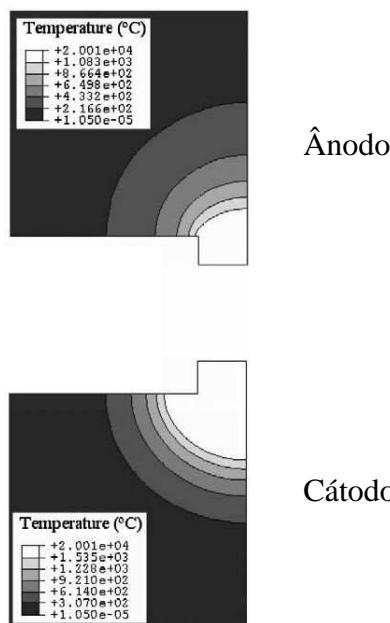


Figura 26 - Distribuição da temperatura no cátodo e no ânodo

#### 4.4.10 Aplicação de Modelo e Discussão

Van Dijck sugeriu a possibilidade de usar o efeito de aquecimento da lei de Joule como uma fonte de calor para os eléctrodos da eletroerosão, mas concluiu que esta contribuição era insignificante. A presente pesquisa considera que o efeito de aquecimento da lei de Joule, não somente nos eléctrodos de eletroerosão, mas também no canal de descarga é considerado como um fenómeno de condução do processo de eletroerosão por aquecimento. Após um impulso simples, a descarga ioniza o canal de descarga e o líquido ambiente passa a ser um plasma com a natural expansão daquele canal [12, 14]. Contudo, é usado no modelo atual um raio

equivalente [52] como foi explicado anteriormente. A fonte de calor é a transformação da energia elétrica em energia térmica devido ao efeito de aquecimento da lei de Joule, que deve alcançar 50 % da potência do impulso como Van Dijck [51] sugeriu. Este valor constitui a base do presente estudo para encontrar a condutividade térmica. Eubank et al. [12] sugerem que a temperatura e a pressão variam com a geometria e a potência do impulso no canal de descarga, conduzindo a uma variação das propriedades térmicas no plasma do canal. No presente modelo são usadas as propriedades térmicas constantes, ao contrário de Eubank et al [12], e a explicação para esta opção reside no nível de vaporização no canal de plasma. As propriedades térmicas, supostas constantes, deixam às propriedades elétricas, nomeadamente a condutividade elétrica do canal de descarga, a causa para a variação de temperatura. Assim, a condutividade elétrica varia com a temperatura, conforme foi referido na anterior teoria dos MEF. A Figura 26 mostra uma tendência da temperatura máxima alcançada no canal de plasma para uma dada condutividade elétrica, onde se pode ver uma tendência marcadamente linear. A temperatura máxima no canal de descarga é um bom indicador do comportamento térmico do processo que pode ser certificado pelos dados experimentais já existentes [19].

Um modelo integrado pode calcular a distribuição das temperaturas na superfície do canal de descarga e dos eléctrodos, que é uma importante ferramenta para validar os antigos e os novos estudos baseados em modelos na fonte da temperatura [51]. Na Figura 26, é mostrada uma distribuição da temperatura de fusão (°C), com cinco níveis abaixo da temperatura do ânodo e do cátodo e com uma intensidade de corrente de 2,34 A. Este tipo de imagem foi usado para medir o volume de fusão por impulso no cátodo e no ânodo. O volume foi calculado escolhendo a área delimitada pela temperatura de fusão dos dois eléctrodos, na Figura 26. Com técnicas de processamento da imagem, a área e a posição do centróide foram calculadas a fim de serem usadas na expressão do teorema de Pappus-Guldin, que dá o volume de um sólido de revolução gerado pela área da secção. Este cálculo, bem como a rugosidade da superfície do cátodo é apresentada nos artigos. Nas figuras dos artigos também é mostrada as tendências da rugosidade da superfície do cátodo e do modelo de elementos finitos em comparação com o SIT Agie, que concordam muito bem.

Como é mostrado, o volume de fusão/erosão do cátodo e do ânodo é maior do que o material efetivamente removido. Como foi mencionado antes, os trabalhos de DiBitonto et al. [13, 14] usam uma eficiência de descarga de plasma que foi introduzida por Van Dijck [51] para uma dada eficiência de remoção do metal. A eficiência de remoção do metal é definida como uma proporção do material removido por impulso versus o volume fundido por cada

impulso. Neste trabalho, foi usada esta eficiência de remoção de material porque foi pensada como uma boa abordagem para o fenómeno experimental. Van Dijck [51] estimou os valores entre 1 e 10 % para a eficiência de remoção de material, usando o mesmo material para o ânodo e para o cátodo. DiBitonto et al. [13, 14] mostraram que o valor na eficiência de remoção de material varia entre 2 % e 96 % quando o ânodo é de cobre e o cátodo é de aço.

## 4.5. Materiais

Neste trabalho, foram utilizados essencialmente dois materiais: um aço de elevada dureza com vista a ser maquinado e um material para o eletrodo, que se decidiu desde o início ser cobre eletrolítico, mais utilizado em eletroerosão.

### 4.5.1 Aço AISI D2

A escolha deste aço, em particular para este projeto, residiu no fato de possuir uma elevada dureza, resultante de uma elevada percentagem de cromo e de ser utilizado frequentemente na indústria de moldes.

**Tabela 1 - Materiais**

Material nº	1.2379					
Norma DIN	X 155 CrVMo 12 1					
Normas comparáveis	AISI: D2					
Composição química (valores médios)		C	Cr	Mo	V	
		1,55	12,0	0,7	1,0	
Propriedades físicas	Coef. Dilat. Térmica $10^{-6}\text{m}/(\text{m K})$	20-100	20-200	20-300	20-400	
		10,5	11,5	11,9	12,2	
	Conduct. Térmica W/(m K)	20 °C	350 °C	700 °C		
		16,7	20,5	24,2		
Tratamentos térmicos	Tempera °C	1000-1050				
	Revenido °C		200	300	550	600
	Dureza	63 HRC	61 HRC	58 HRC	56 HRC	50 HRC

Para cobrir a necessidade do projeto, foi definida uma dureza 61 HRC para este aço.

### 4.5.2 Cobre Eletrolítico

O cobre eletrolítico foi comprado com um diâmetro de 16 mm. O cobre é um metal de transição, cuja densidade (massa específica) é de  $8,96 \text{ g/cm}^3$ , portanto mais denso que o aço. Tem um ponto de fusão de  $1083 \text{ °C}$ , ou seja, mais baixo que o do aço. A sua propriedade físi-

ca mais importante é, sem dúvida, a condutibilidade elétrica. A norma IACS (International Annealed Copper Standard) é uma forma relativa de se expressar a condutividade dum material, sendo baseada no valor desta propriedade para o cobre recozido, 100 % puro, que tem como objetivo a criação de um método para o cálculo da resistividade e da condutividade relativa de apenas  $0,15328 \Omega \times \text{m}$  à  $T = 20^\circ \text{C}$ .

## 5. Artigos

### 5.1. The importance of servo reference voltage on multiple discharges

#### Resumo

Sabe-se que a tensão de referência do servomecanismo afeta a taxa de remoção do material. No entanto, o seu efeito sobre a taxa de desgaste da ferramenta não é muito bem conhecido. Neste estudo foi utilizado um modelo eletrotérmico para simular uma única descarga elétrica. Portanto, este estudo numérico e experimental não só mostra o efeito da tensão de referência do servomecanismo na taxa de remoção de material, mas também na taxa de desgaste da ferramenta. O efeito da tensão de referência do servomecanismo, na taxa de remoção do material é multiplicador, na generalidade dos casos, onde ocorrem descargas múltiplas, mas também pode ser redutor em alguns deles, o que significa que, ocorre uma descarga incompleta. O efeito da tensão de referência do servomecanismo na taxa de desgaste da ferramenta é sempre redutor, quando a taxa de remoção do material é multiplicadora e vice-versa. Os resultados numéricos são concordantes com os dados experimentais.

#### Conclusões

- A tensão de referência do servomecanismo afeta o número de descargas que ocorrem durante o impulso, afetando o desempenho da eletroerosão (EDM).
- A taxa de remoção do material tem erros médios iguais a +6,85 % para os nossos dados experimentais e +6,77 % para os dados da AGIE. No entanto, o erro médio é calculado com base nos erros aleatórios nos nossos dados experimentais, enquanto nos dados da AGIE parece haver uma tendência associada à intensidade de corrente.
- A rugosidade máxima da superfície da peça de trabalho, dada pela profundidade da cratera de uma descarga única do modelo numérico e pelos dados experimentais, mostra um erro médio igual a 21,4 % e 35 % para a simulação e para o trabalho efectivamente realizado na AGIE, respetivamente.
- A taxa de desgaste da ferramenta tem erros médios iguais a -21,1 % para os nossos dados experimentais e +21,2 % para os dados da AGIE. No entanto, conforme discutido antes, a taxa de desgaste da ferramenta é em grande parte afetada pela tensão de referência do servomecanismo, que altera a fração da energia aplicada à ferramenta e à peça de trabalho e o número de descargas.







Seventeenth International Symposium on Electromachining

## The importance of servo reference voltage on multiple discharges

Joaquim Fonseca, José Duarte Marafona\*

Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, R. Roberto Frias s/n, 4200-465 Porto, Portugal

\* Corresponding author. Tel.: +351-225-081-520; fax: +351-225-081-445. E-mail address: [jdmar@fe.up.pt](mailto:jdmar@fe.up.pt).

### Abstract

It is known that the servo reference voltage affects the material removal rate. However, its effect on the tool wear rate is not well known. In this study was used an electro-thermal model to simulate a single electrical discharge. Therefore, this numerical and experimental study not only shows the effect of servo reference voltage on the material removal rate but also on the tool wear rate. The effect of servo reference voltage on the material removal rate is multiplicative, in the generality of the cases, occurring multiple discharges, but it can also be reductive in some of them, meaning that, occurs an incomplete discharge. The effect of servo reference voltage on the tool wear rate is always reductive when the material removal rate is multiplicative and vice-versa. The numerical results agree well with experimental data.

© 2013 The Authors. Published by Elsevier B.V. Selection and/or peer-review under responsibility of Professor Bert Lauwers

**Keywords:** Electrical discharge machining; Servo reference voltage; Electro-thermal model; Material removal rate; Tool wear rate

### 1. Introduction

The electrical discharge phenomenon is not yet understood in the electrical discharge machining process. Thus, multiple discharges occur during machining, and mainly, when the Adaptive Control Optimization (ACO) is used and the research community does not provide an explanation to it. Some authors [1] show that the steepest ascent path algorithm, used in the adaptive control optimization, leads to the maximum machining rate, which is due to an increase in the pulse efficiency, according to the authors. However, the present authors demonstrate that the maximum machining rate reached is mainly due to the occurrence of multiple discharges when the adaptive control optimization is used. Multiple discharges occur

during the machining due to the servo reference voltage. The effect of multiple discharges on material removal rate is reported in [2] but it is not related to the servo reference voltage.

In the present article, an electro-thermal model was developed to simulate a single discharge in the electrical discharge machining process. The crater depth of the single discharge gives the maximum roughness of workpiece surface. The material thus removed is corrected through the number of multiple discharges due to the servo standard voltage ( $\pm 3V$ ) or a value between 0 and  $\pm 3V$  when the adaptive control optimization is used. So, in this article it is reported not only the effect of servo standard voltage on the material removal rate, but also on the tool wear rate.

## 2. Methodology

The servo reference voltage affects the number of discharges produced during a current pulse. The present authors demonstrate through a set of experiments carried out in a die-sinking EDM machine, AGIE COMPACT 3, with adaptive control optimization, which was disable during machining and, therefore, the machining was done using the servo standard voltage ( $\pm 3V$ ). Another set of experimental results obtained using the adaptive control optimization was used, in order to reinforce our theory. So, the experimental results of the research [3, 4] were used to support our research because the authors reported that maximum machining rates were reached using optimum machining conditions. The comparison of the experimental and numerical results was done and the relative error to the experimental data was calculated.

The variables used in the research are shown as follow,

G	discharge gap
I	discharge current
$\Omega$	electrical conductivity
$\tau$	pulse duration
S	area of discharge channel
r	radius of discharge channel
V	discharge voltage
k	thermal conductivity
$c_p$	specific heat
$\rho$	density
$R_z$	maximum roughness of workpiece surface

In the electrical discharge phenomenon, the tool goes in direction to the workpiece, and when an enough small gap is reached, there is a dielectric breakdown. So, the discharge gap is

established and the open voltage falls and the discharge current rises to a constant value set by the operator. The discharge current is almost constant regardless the discharge voltage, however, there is material vaporization of the tool and workpiece, which increase the discharge gap. The increase in the discharge gap leads to an increase in the discharge voltage, reaching its maximum value (+3V), and consequently, creates conditions to occur another discharge. So, the number of discharges that occur during a current pulse is related to the number of times that the crater depth of the single discharge is exceeded by the servo standard control. The servo standard voltage (3V) is associated to the displacement of 16  $\mu\text{m}$  that is the average of the displacements calculated based on the linear relation between the discharge voltage and discharge gap. The discharge gap is given by equation (1) used in the research [5] and the discharge voltage (V) is given by equation (2) used in the research [6]. The radius of discharge channel is calculated based on equation (3) used in research [7] for the initial time of 0.75  $\mu\text{s}$ . The radius of discharge channel is maintained constant during the electrical discharge duration. A displacement of 8  $\mu\text{m}$  was used when optimization on-line is done, which corresponds to the average value of servo standard voltage of 1.5V.

$$G=10.268+8.984*I \quad (1)$$

$$\Omega=G*I/(S*V) \quad (2)$$

$$r=2.04E-3*I^{0.43}*\tau^{0.44} \quad (3)$$

The electro-thermal model simulates a single discharge, but it is needed two runs for a current pulse, one to calculate the material removal rate and the maximum roughness of workpiece surface, and the other to compute the tool wear rate. This procedure is due to the increase of the discharge gap that moves its center and changes the center of the power source. So, the center stays further away from the tool electrode, a less power fraction is applied, and closer to the workpiece, a great fraction of power is applied, because it is removed more material from the workpiece than from the tool. However, in the numerical simulation is considered equal power fraction. This movement leads to an increase in the discharge voltage during the pulse duration in the analysis of the material removal rate and maximum roughness of workpiece surface. However, there is a decrease in the discharge voltage in the analysis of tool wear rate.

The properties of dielectric, the properties of steel with 0.5% carbon and the properties of pure copper are shown in Table 1. These properties were used in the electro-thermal model to compute the process performance parameters. The material to be removed has as limit the

material melt temperature of the tool and workpiece, which has a spherical segment shape that is used to calculate the volume removed.

Table 1-Material properties used in the numerical simulation

<b>Properties of the dielectric</b>				
Temperature( °C)	$\rho$ (Kg/m)	$C_p$ (J/Kg.°C)	$k$ (W/m.°C)	$\Omega$ (S.mm)
	2,600	710	16	750
<b>Properties of copper</b>				
Temperature(°C)	$\rho$ (Kg/m)	$C_p$ (J/Kg.°C)	$k$ (W/m.°C)	$\Omega$ (S.mm)
<b>20</b>	8,954	383	386	59,710
<b>100</b>			379	
<b>200</b>			374	
<b>300</b>			369	
<b>400</b>			363	
<b>600</b>			353	
<b>Properties of carbon steel, 0.5% carbon</b>				
Temperature(°C)	$\rho$ (Kg/m)	$C_p$ (J/Kg.°C)	$k$ (W/m.°C)	$\Omega$ (S.mm)
<b>20</b>	7,833	465	55	9,900
<b>100</b>			52	
<b>200</b>			48	
<b>300</b>			45	
<b>400</b>			42	
<b>600</b>			35	
<b>800</b>			31	
<b>1000</b>			29	
<b>1200</b>			31	

The research experimental materials are the electrolytic copper as tool, which has 16mm in diameter and a 100 mm in length. The workpiece is in AISI D2 steel with dimensions 300×60×25 mm<sup>3</sup>. So, the experimental materials properties and the materials properties used in the numerical simulation are different, which can cause some discrepancy when comparing the results because these properties affect the process performance parameters [8]. However, this is a good compromise to compare our numerical results with experimental data of research [3, 4]. The remaining EDM input parameters used in our research are in the handbook of the machine AGIE Compact 3-table of materials copper/steel, machined under difficult conditions.

### 3. ELECTRO-THERMAL MODEL

#### 3.1 Mathematical modeling

The finite element analysis (FEA) has been done using the ABAQUS/Standard Code that provides a coupled electro-thermal analysis, which was associated to the electrical discharge created in electrical discharge machining.

Joule heating arises when the electrical energy flowing through a conductor is converted in thermal energy. The coupling arises from two sources: the electrical conductivity is

temperature dependent, and the internal heat generated in the thermal problem is function of electrical current. However, in the present analysis the electrical conductivity is considered temperature independent. Moreover, the thermal problem includes the heat conduction through the electrodes and exchange of heat by radiation between the initial discharge plasma and the surrounding dielectric that is at ambient temperature. The forced heat convection caused by fluid flowing through the mesh is not considered. The electric-thermal elements have both temperature and electrical potential as nodal variables.

### 3.2 Governing equation

The governing equation of phenomenon is based on the **Maxwell's equation** of conservation of charge in a conducting material, assuming that there is a steady-state direct current, the equation reduces to

$$\int_S \mathbf{J} \cdot \mathbf{n} \, dS = \int_V r_c \, dV \quad (4)$$

and after introducing an arbitrary variational, the electrical potential field,  $\delta\varphi$ , and integrating over the volume, we have

$$-\int_V \frac{\partial \delta\varphi}{\partial \mathbf{x}} \cdot \mathbf{J} \, dV = \int_S \delta\varphi \, J \, dS + \int_V \delta\varphi \, r_c \, dV \quad (5)$$

where  $J$  defined as  $-\mathbf{J} \cdot \mathbf{n}$  is the current density entering the control volume (V) across surface (S) and  $r_c$  is the internal volumetric current source per unit volume. This is the governing equation of the coupled electro-thermal problem.

### 3.3 Constitutive behavior

The flow of electrical current is described by Ohm's law:

$$\mathbf{J} = \boldsymbol{\sigma}^E \cdot \mathbf{E} \quad (6)$$

where  $\boldsymbol{\sigma}^E(\theta, f^\alpha)$  is the electrical conductivity matrix;  $\theta$  is the temperature; and  $f^\alpha$ ,  $\alpha=1, 2, \dots$ , are any predefined field variables. The electrical conductivity can be isotropic, orthotropic, or fully anisotropic. However, in the present analysis the electrical conductivity is considered isotropic.  $E(x)$  is the electrical field intensity. Introducing Ohm's law, the governing equation of charge conservation becomes

$$\int_V \frac{\partial \delta\varphi}{\partial \mathbf{x}} \cdot \boldsymbol{\sigma}^E \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \mathbf{x}} \, dV = \int_S \delta\varphi \, J \, dS + \int_V \delta\varphi \, r_c \, dV \quad (7)$$

### 3.4 Thermal energy balance

The heat conduction behaviour is described by the basic energetic balance relation

$$\int_V \rho \dot{U} \delta\theta dV + \int_V \frac{\partial \delta\theta}{\partial \mathbf{x}} \cdot \mathbf{k} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \mathbf{x}} dV = \int_V \delta\theta r dV + \int_S \delta\theta q dS \quad (8)$$

where  $\mathbf{V}$  is a volume of solid material, with surface area  $\mathbf{S}$ ;  $\rho$  is the density of the material;  $\dot{U}$  is the internal energy;  $\mathbf{k}$  is the thermal conductivity matrix;  $q$  is the heat flux per unit area of the body, flowing into the body; and  $r$  is the heat generated within the body.

Equations (7) and (8) describe the electrical and thermal problems, respectively. Thus, the internal heat generation in the thermal problem is a function of electrical current,  $r = r_{ec}(\mathbf{J})$

### 3.5 Surface condition balance

The boundary conditions of surface  $\mathbf{S}$  of the body can be prescribed,  $S_p$ , and parts that can interact with nearby surfaces of other bodies,  $S_i$ . Prescribed boundary conditions include the electrical potential,  $\varphi = \varphi(\mathbf{x}, t)$ ; temperature,  $\theta = \theta(\mathbf{x}, t)$ ; electrical current density,  $J = J(\mathbf{x}, t)$ ; heat flux,  $q = q(\mathbf{x}, t)$ . The surface interaction model includes heat conduction from and through the plasma channel, workpiece and electrode and also includes the heat exchange by radiation between the interface of plasma channel and surrounding dielectric. There is electrical current flowing across the interfaces between the initial plasma/workpiece and the initial plasma/tool. The surface convection was not considered in the model. Initially, the model is at ambient temperature of 15 °C. Heat conduction is modelled by

$$q_c = k_g (\theta_B - \theta) \quad (9)$$

where  $\theta$  is the temperature on the surface of the body under consideration,  $\theta_B$  is the temperature on the surface of the other body, and  $k_g(\bar{\theta}, \bar{f}^\alpha)$  is the gap thermal conductivity.

The electrical current flowing between the interface surfaces is modelled as

$$J = \sigma_g (\varphi_B - \varphi) \quad (10)$$

where  $\varphi$  is the electrical potential on the surface of the body under consideration,  $\varphi_B$  is the electrical potential on the surface of the other body, and  $\sigma_g(\bar{\theta}, \bar{f}^\alpha)$  is the gap electrical conductivity. The electrical energy dissipated by the current flowing across the interface,

$$P_{ec} = J(\varphi_B - \varphi) = \sigma_g (\varphi_B - \varphi)^2 \quad (11)$$

that is released as heat on the surfaces of the bodies:

$$q_{ec} = f\eta_g P_{ec} \quad (12)$$

and

$$\begin{aligned} \int_V \rho \dot{U} \delta\theta dV + \int_V \frac{\partial \delta\theta}{\partial \mathbf{x}} \cdot \mathbf{k} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \mathbf{x}} dV = \\ = \int_V \delta\theta r dV + \int_V \delta\theta \eta_g P_{ec} dV + \int_{S_p} \delta\theta q dS + \int_{S_i} \delta\theta (q_c + q_{ec}) dS \end{aligned}$$

In a finite element model equilibrium is approximated as a finite set of equations by introducing interpolation functions. The discretized quantities represent nodal variables, with nodes shared between adjacent elements and appropriate interpolation chosen to provide adequate continuity of the assumed variation. There is an appropriate function of interpolation for the virtual electrical potential field and the temperature field in the thermal problem transforming the last two equations in a set of discretized electric and thermal equations.

## 4 RESULTS and DISCUSSION

### 4.1 Our experimental set

Our set of experiments was carried out without adaptive control optimization, and so, the standard servo reference voltage was applied to the discharge gap control.

The experimental and numerical results of material removal rate are shown in Table 2. The numerical results were obtained with the material removed in the single discharge modified with the effect of multiple discharges for each case of current intensity. In Table 2 is shown that the experimental results of material removal rate do not show in general a tendency greater than or smaller than the numerical results because there are a similar number of experiments with opposite signal for the errors. Therefore, the average error is +6.85% with the limits of +34% and -15%.

The numerical results of the single discharge depth and the maximum roughness of workpiece surface determined experimentally are shown in Table 3. There is a tendency in the single discharge depth, which is always smaller than experimental result and the average error is equal to +21.4% with a maximum of +32% and a minimum of +14%. The results of maximum roughness of workpiece surface indicate that it is not only dependent on material removal rate but also may be dependent on the single discharge depth of the tool surface.

The experimental and numerical results of the tool wear rate are shown in Table 4. The numerical results were obtained with the material removed in a single discharge modified with the effect of multiple discharges for each current intensity case. In Table 4 is shown that

the experimental results of tool wear rate provide, in general, a tendency to be smaller than the numerical results. All experimental results are smaller than the numerical with exception of one experiment. Therefore, the average error is -21.1% with the limits of +21% and -82%.

In fact, some studies [9] found a change in the tool wear ratio due to the black layer, which decrease the tool wear rate and increase material removal rate. While analysing the numerical results it should be taken into account this correction because the tool wear rate calculated numerically is greater than the obtained experimentally. Moreover, the material removal rate computed is smaller than the obtained experimentally. This modelling is a good approach to predict EDM performance.

Table 2-Numerical and experimental results of material removal rate

Current Intensity (A)	Pulse duration ( $\mu$ s)	Pause ( $\mu$ s)	MRR ( $\text{mm}^3/\text{min}$ )		
			Exp.	Num.	Error (%)
5.6	56	75	1.42	0.94	+34
8.5	75	240	1.82	2.09	-15
9.9	130	320	2.75	3.01	-10
15.8	180	100	21.4	16.3	+24
19.3	180	24	38.7	42.2	-9
24.8	240	32	54.6	54.1	+1
37.1	560	42	74.1	56.8	+23

Table 3-Numerical and experimental results of the maximum roughness of workpiece surface

Current Intensity (A)	Pulse duration ( $\mu$ s)	Pause ( $\mu$ s)	Rz ( $\mu$ m)		
			Exp.	Num.	Error (%)
5.6	56	75	16	11	+32
8.5	75	240	22	17	+24
9.9	130	320	27	20	+25
15.8	180	100	32	27	+14
19.3	180	24	38	32	+16
24.8	240	32	48	37	+23
37.1	560	42	54	45	+16

Table 4-Numerical and experimental results of tool wear rate

Current Intensity (A)	Pulse duration ( $\mu$ s)	Pause ( $\mu$ s)	TWR ( $\text{mm}^3/\text{min}$ )		
			Exp.	Num.	Error (%)
5.6	56	75	0.030	0.037	-23
8.5	75	240	0.030	0.032	-6
9.9	130	320	0.030	0.031	-1
15.8	180	100	0.170	0.134	+21
19.3	180	24	0.250	0.262	-5
24.8	240	32	0.300	0.455	-52
37.1	560	42	0.090	0.164	-82



## 4.2 Our experimental set

The our numerical results and the experimental data (AGIE) used in research [3, 4] of the EDM performance parameters are shown in Table 5 to Table 7. The results of numerical model modified through the effect of multiple discharges when compared to AGIE experimental data show very similar trends like those observed in our experimental data for the EDM performance parameters.

The numerical results of material removal rate do not show a tendency greater than or smaller than experimental results, however, the numerical results are smaller than experimental results for current intensities smaller than 20 Ampere and the numerical results are greater than experimental data for current intensities greater than 20 Ampere. These results show that the use of optimization on-line change the machining process behaviour.

Table 5-Numerical and experimental values of material removal rate

Current Intensity (A)	Pulse duration ( $\mu$ s)	Pause ( $\mu$ s)	MRR ( $\text{mm}^3/\text{min}$ )		
			Exp.	Num.	Error (%)
5.6	18	2.4	8.4	6.2	+27
8.5	24	2.4	23.2	17.2	+26
9.9	32	2.4	32.0	23.5	+27
12.8	42	3.2	50.5	38.8	+23
19.3	56	3.2	89.7	79.1	+12
24.8	100	4.2	125	127	-2
37.1	180	4.2	226	239	-6
44.0	240	5.6	246	324	-32
51.4	420	7.5	346	396	-14

Table 6-Numerical and experimental values of maximum roughness of workpiece surface

Current Intensity (A)	Pulse duration ( $\mu$ s)	Pause ( $\mu$ s)	Rz ( $\mu$ m)		
			Exp.	Num.	Error (%)
5.6	18	2.4	15	9	+39
8.5	24	2.4	24	13	+47
9.9	32	2.4	27	15	+45
12.8	42	3.2	30	18	+40
19.3	56	3.2	38	23	+40
24.8	100	4.2	48	30	+38
37.1	180	4.2	60	41	+32
44.0	240	5.6	60	47	+22
51.4	420	7.5	67	57	+15

Table 7-Numerical and experimental values of tool wear rate

Current Intensity (A)	Pulse duration ( $\mu$ s)	Pause ( $\mu$ s)	TWR ( $\text{mm}^3/\text{min}$ )		
			Exp.	Num.	Error (%)
5.6	18	2.4	0.07	0.12	-71
8.5	24	2.4	0.30	0.39	-30
9.9	32	2.4	0.63	0.43	+31
12.8	42	3.2	0.76	0.64	+15
19.3	56	3.2	3.58	1.52	+58
24.8	100	4.2	3.38	1.73	+49
37.1	180	4.2	6.78	2.47	+64
44.0	240	5.6	3.69	2.89	+22
51.4	420	7.5	4.84	2.29	+53

As far as maximum roughness of workpiece surface and maximum single discharge depth is concerned its behaviour is equal to machining without optimization on-line, so, the numerical results are always smaller than experimental ones with an average error +35%. The maximum error is 47% and minimum 15%.

Tool wear rate results show, a very different behaviour of the machining without optimization on-line, once, the experimental results are greater than numerical results while without optimization on-line the experimental results are smaller than numerical results. So, the average error is +21% with the limits of +64% and -71%.

This behaviour can occurs during machining due to the large number of discharges and small power applied because its relationship varies with servo reference voltage used during the optimization on-line. Therefore the applied power to the tool and workpiece due to the material vaporization is smaller than the applied power without optimization because the displacement between the tool and workpiece is smaller in optimization on-line case.

## 5 CONCLUSIONS

- The servo reference voltage affects the number of discharges that occur during the pulse, affecting the EDM performance.
- The material removal rate has average errors equal to +6.85% for our experimental data, and +6.77% for AGIE data. However, the average error is calculated with random errors in our experimental data while in AGIE data seems to a tendency associated to the current intensity.

- The maximum roughness of workpiece surface, given by the single crater depth of the numerical model and the experimental data, show an average error equal to 21.4% and 35% for our experimental data and AGIE data, respectively.
- The tool wear rate has average errors of -21.1% and +21.2% for our experimental data and AGIE data, respectively. However, as discussed before the tool wear rate is largely affected by the servo reference voltage, which affects the power fraction applied to the tool and workpiece and the number of discharges.

As far as the tool wear rate is concerned, its average errors have the same module and opposite signals, meaning that may exist a relation between this parameter and maximum roughness surface because the average errors of it increase while the tool wear rate decrease. However, material removal rate shows a large difference between its maximum and minimum and this is emphasized in analyze of AGIE data. The analysis shows that the machining with optimization on-line is more difficult to preview relatively to machining without optimization.

- [1] Kunieda, M., Lauwers, B., Rajurkar, K. P., Schumacker, B. M., 2005. Advancing EDM through Fundamental Insight into the Process, *Annals of the CIRP* 54 (2), p. 599.
- [2] Izquierdo, B., Sánchez, J.A., Plaza, S., Pombo, I., Ortega, N., 2009. A numerical model of the EDM process considering the effect of multiple discharges, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49 (3-4), p. 220.
- [3] DiBitonto, D.D., Eubank, P.T., Patel, M.R., and Barrufet, M.A., 1989. Theoretical models of the electrical discharge machining process-II: a simple cathode erosion model, *Journal of Applied Physics* 66 (9), p. 4095.
- [4] Patel, M.R., Barrufet, M.A., Eubank, P.T., DiBitonto, D.D., 1989. Theoretical models of the electrical discharge machining process-I: the anode erosion model, *Journal of Applied Physics* 66 (9), p. 4104.
- [5] Eubank, P.T., Patel, M.R., Barrufet, M.A., Bozkurt, B., 1993. Theoretical models of the electrical discharge machining process-III: the variable mass, cylindrical plasma model, *Journal of Applied Physics* 73 (11), p. 7900.
- [6] Marafona, J., Chousal, J.A.G., 2006. A finite element model of EDM based on the Joule effect, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46 (6), p. 595.
- [7] Ikai, T., Hashigushi, K., 1995, Heat input for crater formation in EDM, *Proceedings of International Symposium for ElectroMachining-ISEM XI*, EPFL, Lausanne, Switzerland, p.163.
- [8] Marafona, J.D., 2009. Black layer affects the thermal conductivity of the surface of copper-tungsten electrode, *Int. J. Adv Manuf Technol.* 42, p.482.
- [9] Marafona, J., 2007, Black layer characterisation and electrode wear ratio in electrical discharge machining (EDM), *Journal of Materials Processing Technology*, 184, p.27.



## **5.2. The effect of deionisation time on the electrical discharge machining performance**

### **Resumo**

Foi feito um estudo experimental e numérico para avaliar o tempo necessário da desionização dielétrica entre as descargas consecutivas, bem como o seu efeito sobre o desempenho da eletroerosão. No estudo numérico foram apenas usadas, tensão em vazio (definição da largura da folga), intensidade da corrente, duração da descarga e o intervalo de descarga, entre o grande número de parâmetros de entrada usados experimentalmente no processo de eletroerosão. Os valores dos parâmetros de desempenho, bem como o tempo necessário para uma completa desionização do líquido dielétrico, foram calculados usando um modelo de elementos finitos. No estudo numérico, o tempo necessário para a desionização completa do líquido dielétrico foi calculado, usando a condição de que a temperatura atingida nos limites do canal do plasma, com os elétrodos tem um valor entre 6000 °C e 4500 °C. No estudo experimental, os autores obtiveram o tempo necessário para a desionização completa do líquido dielétrico, usando uma descarga de pequena duração e um intervalo de descarga variável, entre o mínimo aceitável pelo controle da máquina e o que causa uma diminuição significativa na taxa de remoção de material. Os resultados numéricos estão de acordo com os dados experimentais.

### **Conclusões**

A principal conclusão da pesquisa é que o tempo necessário para a desionização do líquido dielétrico afeta a taxa de remoção de material e a taxa de desgaste da ferramenta. Assim, a taxa de remoção de material e a taxa de desgaste da ferramenta são igualmente afetados por um intervalo mínimo de descarga, levando a uma boa concordância entre os valores numéricos e os dados experimentais.

A previsão do intervalo mínimo da descarga concorda bem como o intervalo de descarga utilizado experimentalmente. Os autores mostraram que a taxa de remoção de material e a taxa de desgaste da ferramenta diminuem para uma descarga de pequena duração e aumentam para uma descarga de longa duração. Portanto, o uso do intervalo mínimo de descarga leva a uma diminuição na frequência quando são utilizadas descargas de pequena duração e a um aumento para descargas de longa duração. Este efeito na frequência afeta vários parâmetros de saída.

Esta pesquisa poderá ajudar os outros autores [5-8], para rever os seus trabalhos, tendo em conta estas novas conquistas, que permitem a utilização do intervalo mínimo de descarga para calcular a taxa de remoção de material.



## The effect of deionisation time on the electrical discharge machining performance

Joaquim Fonseca · José Duarte Marafona

### Abstract

An experimental and numerical study to evaluate the time needed for dielectric deionisation between consecutive discharges as well as its effect on performance of electrical discharge machining was done. In the numerical study were only used, the open voltage (gap width definition), current intensity, discharge duration and discharge interval, among the large number of input parameters used experimentally in the process of electrical discharge machining. The performance parameters values, as well as the time needed for a complete deionisation of the dielectric liquid using a finite element model were calculated. In the numerical study, the time needed for the complete deionisation of the dielectric liquid was calculated using the condition that the temperature reached in the boundaries of the plasma channel with the electrodes has a value between 6000 °C and 4500 °C. In the experimental study, the researchers acquired the time needed for the complete deionisation of the dielectric liquid using small discharge duration and a discharge interval variable between the minimum acceptable by the control of the machine and the one that causes a significant decrease in the material removal rate. The numerical results are in agreement with the experimental data.

**Keywords:** Electrical discharge machining (EDM), Temperature of deionisation, Time of deionisation, Tool wear ratio (TWR), Tool wear rate (TW), Material removal rate (MRR)

### 1. Introduction

The research community [1] accepts that the instability in the pulse discharge is mainly due to an incomplete deionisation of the dielectric liquid during electrical discharge machining. The instability in the pulse discharge occurs when there are electric conductive nanoparticles (debris) in excess in the dielectric liquid. These nanoparticles increase the electrical conductivity of the dielectric liquid and consequently can cause an electrical arc.

However, the nanoparticles form a bridge in the dielectric liquid that works as ignition factor of the pulse discharge [2]. Moreover, the increase in the electrical conductivity leads to a decrease in the gap width, which affects the material removed of the electrodes, tool and work piece.

The minimum discharge interval was found numerically and experimentally. The finite element model [3] to calculate the minimum discharge interval numerically based on the temperature of deionisation of the dielectric liquid was used. The experimental data were obtained using direct effect of the discharge interval in the material removal rate, through a set of experiments using a small discharge duration and the discharge interval that changes from the minimum acceptable by the control of the machine until the one that causes a large decrease in the material removal rate.

The comparison of the experimental data and the numerical results of the tool wear rate and the material removal rate show that they are not in agreement. However, the numerical results and experimental data of the tool wear ratio show a high degree of agreement, meaning that the tool wear rate and material removal rate are affected by an interval of time. This fact can have origin in the software of the machine that selects a minimum discharge interval between discharges that depends on the current intensity, or by other words, the minimum discharge interval can be associated with the temperature reached in the end of the discharge interval. Thus, the temperature reached in the end of the discharge interval should be below 6000 °C for a complete deionisation of the dielectric liquid [4]. In the numerical study, a temperature between 6000 °C and 4500 °C was considered for a complete deionisation of dielectric liquid and so finding the minimum discharge interval. There is two phases in the analysis of results, the first phase compares and discusses the results before finding the minimum discharge interval needed for the complete deionisation of the dielectric liquid. In the second phase, the output parameters are analysed after finding the minimum discharge interval for the complete deionisation of the dielectric liquid. This minimum discharge interval leads to a better agreement between the numerical and experimental results of the tool wear rate and the material removal rate.

This study alerts the scientific community for a reasonable comparison between the experimental data and the numerical results obtained using mathematical models or/and finite elements models. The researches [5-8] are an example of inaccuracy in the comparison of numerical results and experimental data that occurs due to the use of the minimum discharge interval instead of a pre-determined one.



## Nomenclature

$G$	Discharge gap
$I$	Discharge current
$\Omega$	Electrical conductivity
$\tau$	Discharge duration
$A$	Area of discharge channel section
$r$	Radius of discharge channel
$E$	Discharge voltage
$k$	Thermal conductivity
$c_p$	Specific heat
$\rho$	Density
$R_z$	Maximum roughness of the work piece surface
$T_e$	Machining time
$W_f$	Final weight
$W_i$	Initial weight
MRR	Material removal rate
TW	Tool wear rate
TWR	Tool wear ratio

## 2. Electric-thermal model

### 2.1. Mathematical modelling

The finite element analysis (FEA) has been done using the ABAQUS/Standard Code that provides a coupled electric-thermal analysis, which was associated with the plasma created in electrical discharge machining.

Joule heating arises when the electrical energy flowing through a conductor is converted in thermal energy. The coupling arises from two sources: the electrical conductivity is temperature dependent, and the internal heat generated in the thermal problem is function of electrical current. However, in the present analysis the electrical conductivity is considered temperature independent. Moreover, the thermal problem includes the heat conduction through the electrodes and heat exchange by radiation between the plasma and the surrounding dielectric that is at ambient temperature. The forced heat convection caused by fluid flowing through the mesh is not considered. The electric-thermal elements have both temperature and electrical potential as nodal variables.

### 2.2. Governing equation

The governing equation of phenomenon is based on the **Maxwell's equation** of conservation of charge in a conducting material, assuming that there is a steady-state direct current, the equation reduces to

$$\int_S \mathbf{J} \cdot \mathbf{n} dS = \int_V r_c dV \quad (1)$$

Where,  $\mathbf{J} \cdot \mathbf{n}$  is the current density entering the control volume ( $V$ ) across surface ( $S$ ) and  $r_c$  is the internal volumetric current source per unit volume. This is the governing equation of the coupled electric-thermal problem.

### 2.3. Constitutive behaviour

Ohm's law describes the flow of electrical current:

$$\mathbf{J} = \boldsymbol{\sigma}^E \cdot \mathbf{E} \quad (2)$$

where  $\boldsymbol{\sigma}^E(\theta, f^\alpha)$  is the electrical conductivity matrix;  $\theta$  is the temperature; and  $f^\alpha$ ,  $\alpha=1, 2 \dots$ , are any predefined field variables. The electrical conductivity can be isotropic, orthotropic, or fully anisotropic. However, in the present analysis the electrical conductivity is considered isotropic.  $E(x)$  is the electrical field intensity.

### 2.4. Thermal energy balance

The heat conduction behaviour is described by the basic energetic balance relation, where the heat generated, as function of the electric current, within the plasma channel flows into the volume of solid material (tool and work piece), with surface area  $S$ ; The thermal properties such as the density of the material, the thermal conductivity matrix because it depends on temperature and the specific heat of both tool and work piece affects the thermal energy balance.

### 2.5. Surface conditions

The boundary conditions of surface  $S$  of the body can be prescribed,  $S_p$ , and parts that can interact with nearby surfaces of other bodies,  $S_i$ . Prescribed boundary conditions include the electrical potential; temperature; electrical current density; heat flux. The surface interaction model includes heat conduction from and through the plasma channel, work piece and tool and also includes the heat exchange by radiation between the interface of plasma channel and surrounding dielectric. There is electrical current flowing across the interfaces between plasma/work piece and plasma/tool. The surface convection of plasma channel was not considered in the model. The model is at ambient temperature of 14 °C.

In a finite element model equilibrium is approximated as a finite set of equations by introducing interpolation functions. The discretized quantities represent nodal variables, with nodes shared between adjacent elements and appropriate interpolation chosen to provide

adequate continuity of the assumed variation. There is an appropriate function of interpolation for the virtual electrical potential field and the temperature field in the thermal problem transforming the equations in a set of discretized electric and thermal equations.

## 2.6. *Electrical current and power source*

In the numerical model [3], a 35% Joule heat factor is used and the choice is based on research [1]. The electric-thermal model simulates a single pulse discharge. However, two simulations are needed to find the parameters of EDM performance because in practice the centre of the power source will stay closer to the workpiece and further away from tool electrode due to evaporation of the materials of both electrodes (tool and work piece). Moreover, the power fraction increases (12%) in the calculus of the material removal rate and the workpiece surface roughness and, there is a decrease (12%) in the power fraction when tool wear rate is calculated. The materials evaporation leads to an increase in the discharge gap width, which can reach to 16  $\mu\text{m}$  that is equivalent to the servo standard voltage +3 V (12%). Therefore, this increase in the discharge voltage allows also the occurrence of other discharges. The number of discharges is calculated based on the number of times that the depth of cavity ( $R_z$ ) exceeds the 16  $\mu\text{m}$  that are associated to the servo standard voltage.

## 2.7. *Discharge channel characteristics*

One of the discharge channel characteristics is discharge gap width ( $G$ ) that is calculated using equation (3), which is applied for approximately a 200 V open voltage, in research [9].

$$G = 10.268 + 8.984 \times I \quad (3)$$

The discharge voltage ( $E$ ) is given by equation (4) used in research [6]. The discharge voltage was recalculated in the case 37.1 A in order to obtain approximately an 180 V open voltage because the value obtained using equation (4) gives an open voltage around 240 V. The discharge voltage was recalculated through the linearity between it and the open voltage for the same discharge gap width ( $G$ ).

$$\Omega = G \times I / (A \times E) \quad (4)$$

The discharge channel radius is calculated using equation (5) for the 0.75  $\mu\text{s}$  of discharge duration. This time of the discharge duration is used because the research [10] considers that this time is the necessary to the temperature of the discharge channel reach its

maximum. The discharge channel radius is maintained constant during discharge duration. The equation (5) was firstly used in research [11].

$$r = 2.04E - 3 \times I^{0.43} \times \tau^{0.44} \quad (5)$$

The dielectric liquid is transformed in graphite when the dielectric strength breakdown occurs. Moreover, the research [1] refers to the possibility of existence of graphite in the residues of the cracked hydrocarbon oil. Therefore, the thermal properties of the discharge channel are shown in Table 1.

Table 1-Discharge channel properties				
Properties of the discharge channel				
Temperature(°C)	$\rho$ (Kg/m <sup>3</sup> )	Cp(J/Kg.°C)	k(W/m.°C)	$\Omega$ (S.mm)
	2,600	710	160	750

### 3. Experimental methodology

The research was carried out in a die-sinking EDM machine AGIE Compact 3, equipped with Adaptive Control Optimization (ACO), and Adaptive Control Constraint (ACC). Six experiments by current intensity (9.9, 37.1 A) were run by the authors using the following input parameters, discharge duration (18, 32, 56, 100, 180, 320, 560  $\mu$ s), a duty factor of 80%, an 180 V open voltage and without optimization.

The tool material was an electrolytic copper rod with 16 mm diameter and a 100 mm length. The work piece material was a steel bar, St 37 - DIN 17100, with the dimensions 250×50×20 mm. The cut depth was 5 mm. The temperature of dielectric liquid was set to 14 °C and maintained constant in all the experiments. The dielectric liquid is hydrocarbon oil Castrol SE Fluid 180.

The Material Removal Rate and Tool Wear Rate were calculated using the equation (6). The weight of the steel bar and the copper rod were measured with different accuracy due to its difference in weight, so the steel bar was measured in a KERN PLS balance with accuracy of 0.01 g and the copper rod was measured using a METTLER H31AR balance with accuracy of 0.1 mg. The weight calculated was converted in volume using the density of the materials. The volume (in cubic millimetre) was divided by the time (in minute) of machining.

$$\text{MRR or TW (mm}^3\text{/min)} = (W_f - W_i) / (\rho \times T_e) \quad (6)$$

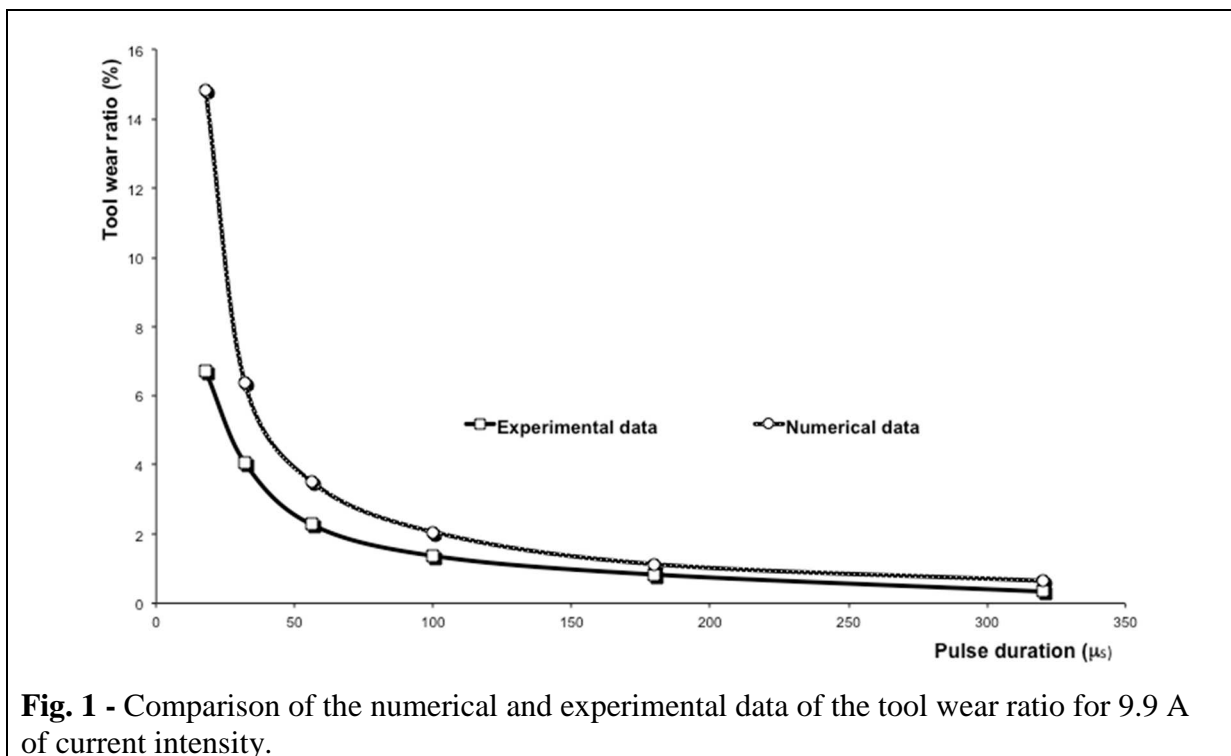
#### 4. Analysis of results before finding the minimum discharge interval

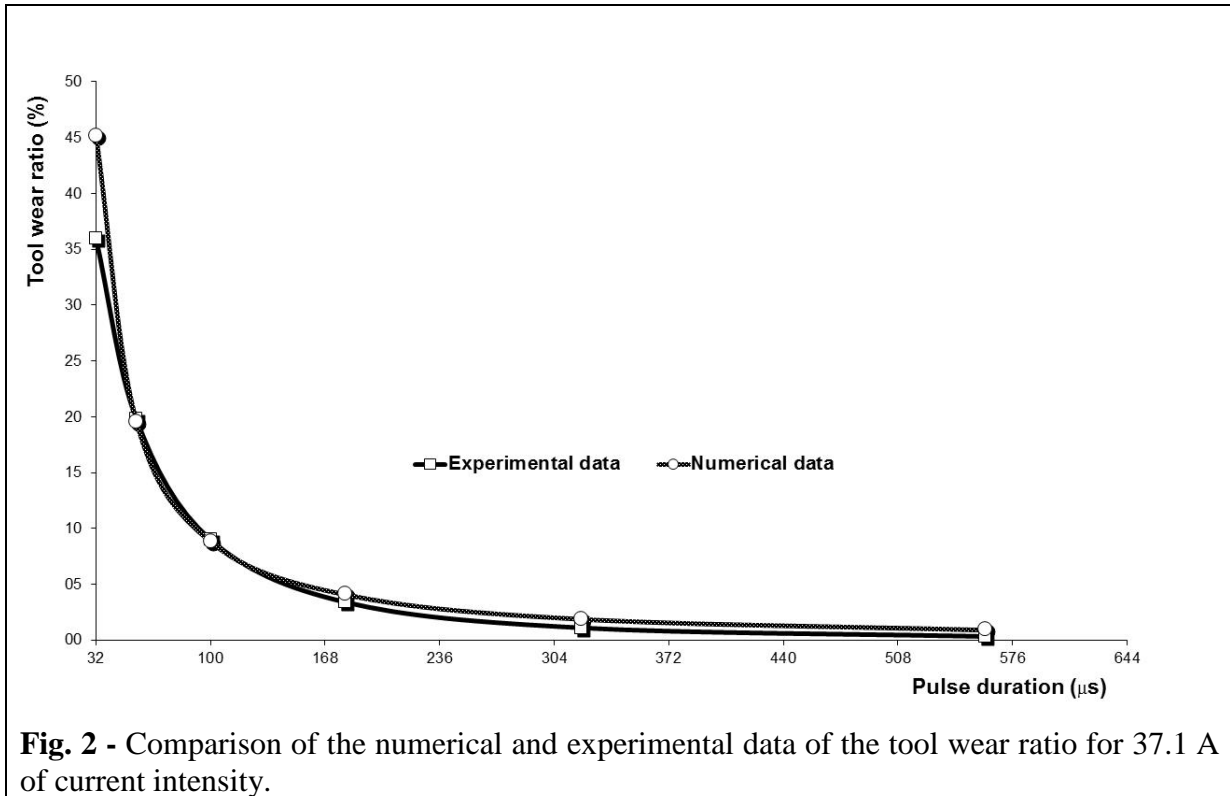
In this section, the numerical and experimental results of the material removed from tool and work piece were compared and analysed, before finding the minimum discharge interval.

##### 4.1. Tool wear ratio (TWR)

The numerical results agree well with the experimental data of the tool wear ratio for 9.9 A and 37.1 A of current intensity, as shown in the Figs. 1 and 2, respectively.

From Figs. 1 and 2, is possible to conclude that the numerical values are greater than the experimental values of the tool wear ratio that is according to researches [12, 13]. Thus, the tool wear ratio is significantly reduced during machining. So, on one hand, this reduction is due to the occurrence of multiple discharges according to [12], which have as source the particles of carbon. On the other hand, the reduction is due to the work piece structural modification that has as source the migration of carbon according to [13].



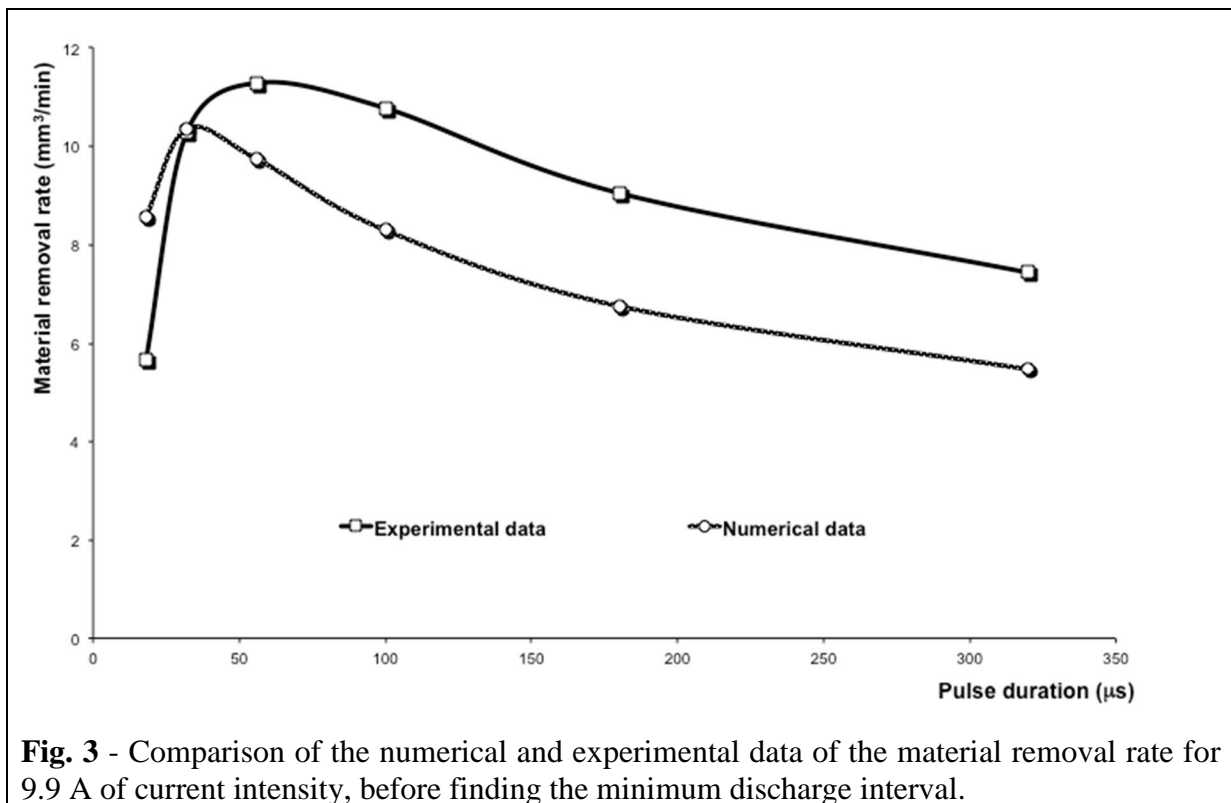


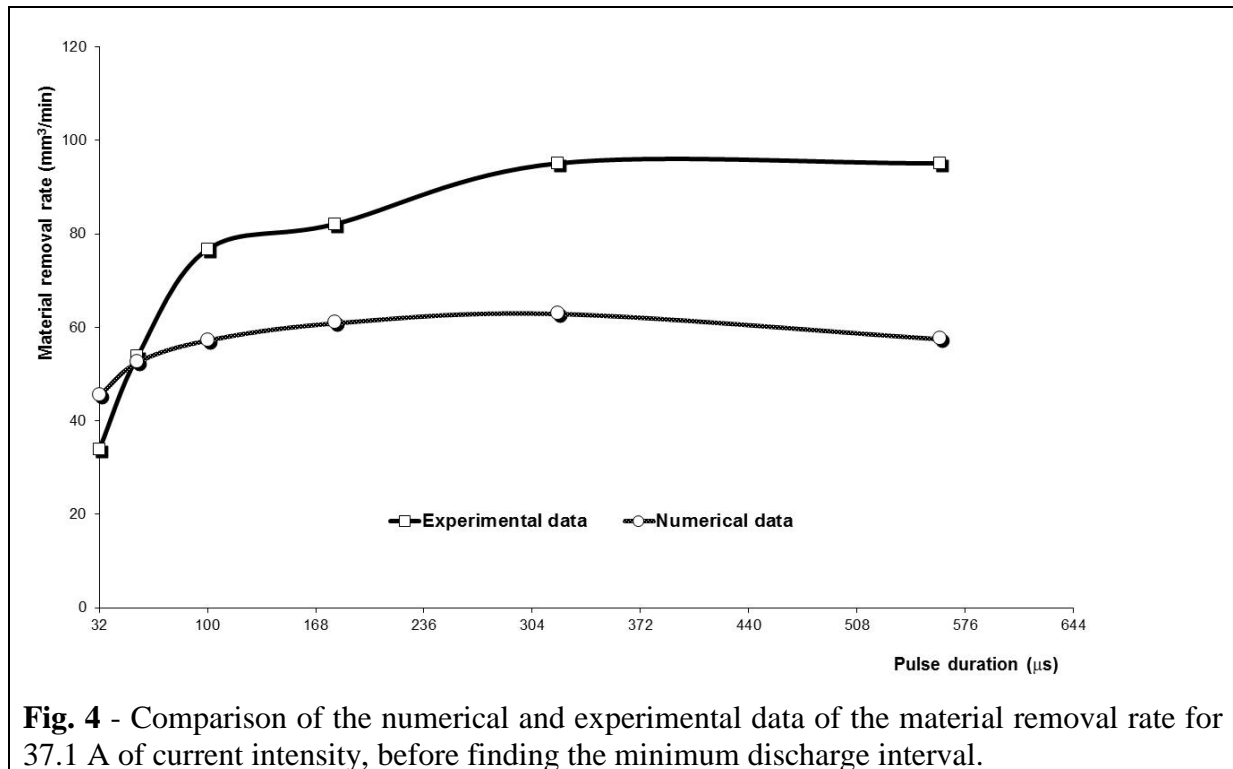
#### 4.2. Material removal rate (MRR)

The numerical and experimental values of the material removal rate have different trend for 9.9 A and 37.1 A of current intensities, Figs. 3 and 4, respectively. The numerical values of the material removal rate have the maximum for the 32  $\mu s$  discharge duration and it decreases with an increase of the discharge duration, when the current intensity is 9.9 A (Fig. 3). The experimental values of the material removal rate have the maximum for the 56  $\mu s$  of discharge duration. The two curves have a trend similar, however they are not in phase, thus, the numerical values are higher than experimental values for the 18  $\mu s$  and 32  $\mu s$  of discharge duration, while for the remaining the material removal rate is smaller.

In the Fig. 4, the experimental values of the material removal rate increase with an increase in the discharge duration for the current intensity of 37.1 A, while the numerical values trend is similar the current intensity of 9.9 A, Fig. 3. Thus, the numerical values of the material removal rate have its maximum in the 320  $\mu s$  of discharge duration as shown in the Fig. 4. The numerical values of the material removal rate are greater than the experimental values until the 56  $\mu s$  of discharge duration, while for the remaining values the material removal rate is smaller. Moreover, the research community accepts that the maximum material removal rate occurs for intermediate discharge duration.

Moreover, it is also possible to see that the numerical values of the material removal rate are smaller than the experimental values for the discharge duration of 100, 180, 320 and 560  $\mu\text{s}$ . This behaviour is expected due to a deep structural modification of the work piece material during machining that leads to an increase in the material removal rate. This behaviour can also indicate that the discharge interval used during machining is different than the predetermined by the operator, or by other words, there is a minimum discharge interval associated to the current intensity, in order to allow a complete deionisation of the dielectric liquid and avoid the electrical discharge instability.

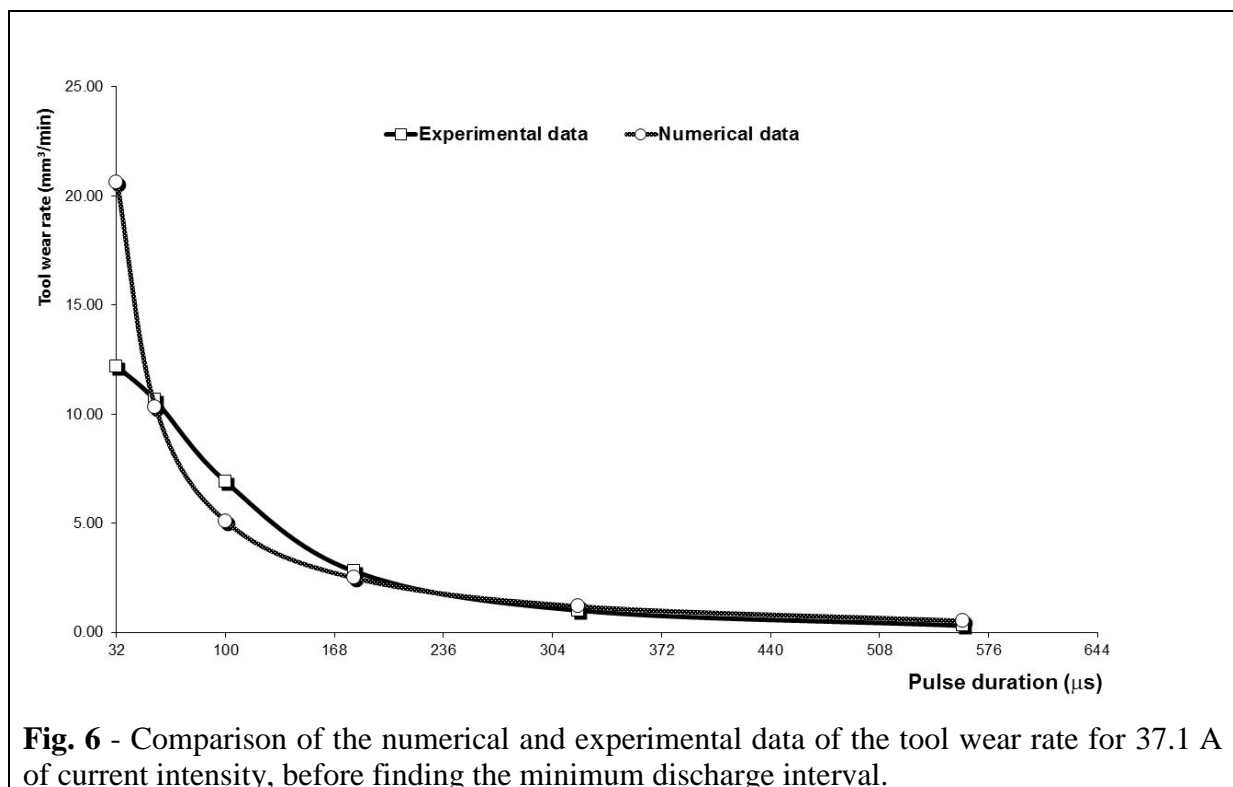
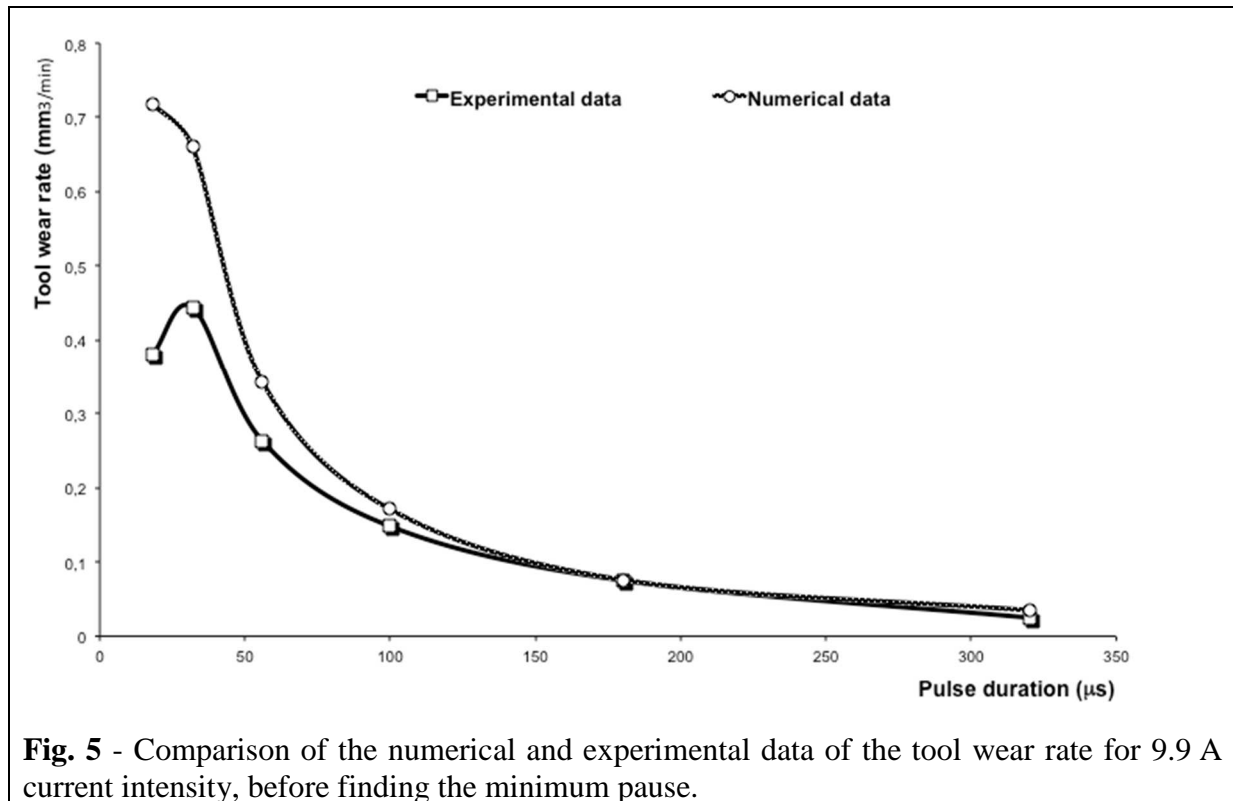




#### 4.3. Tool wear rate (TW)

The tool wear rate shows a trend similar to the tool wear ratio, being its numerical values greater than the experimental ones, as shown in the Figs. 5 and 6. The same considerations done for the material removal rate trend can be done for the tool wear rate because it shows numerical values greater than the experimental values for small discharge duration, meaning that, the discharge interval set by the operator in the program was not used.





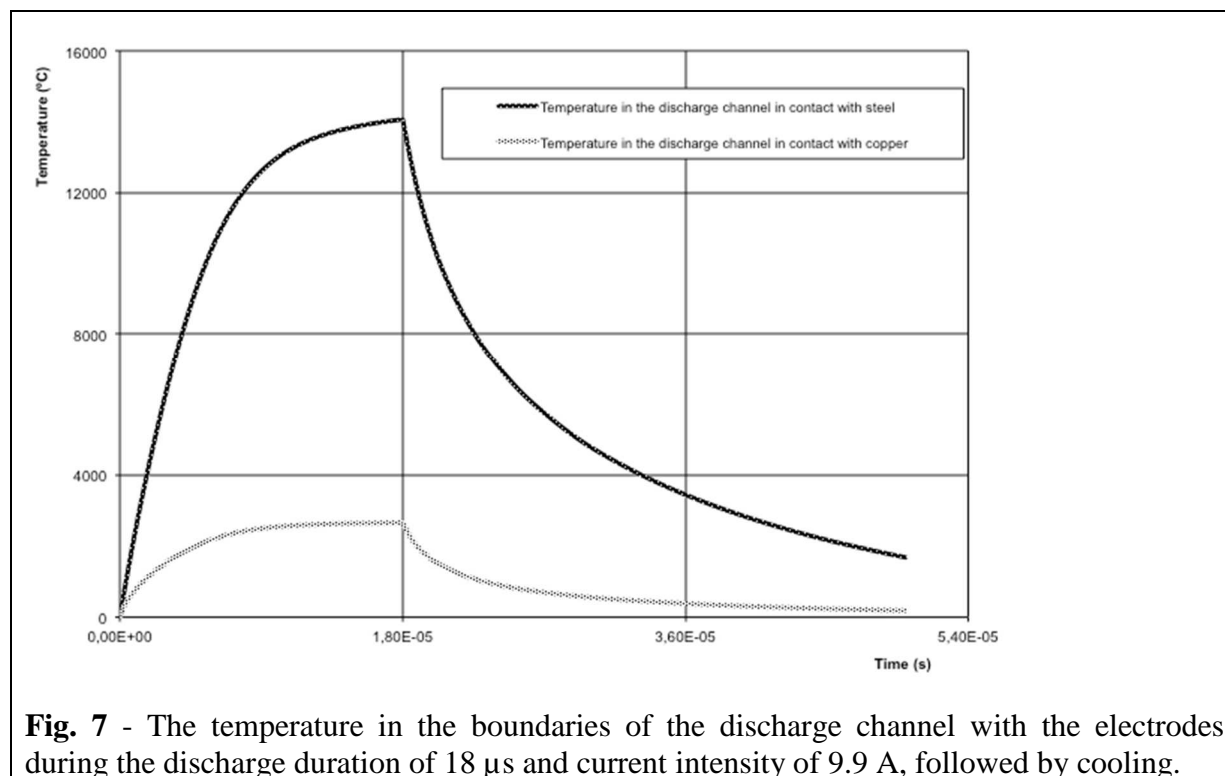
## 5. Finding the minimum discharge interval

The numerical and experimental results of the minimum discharge interval are new knowledge for the study of the performance parameters.

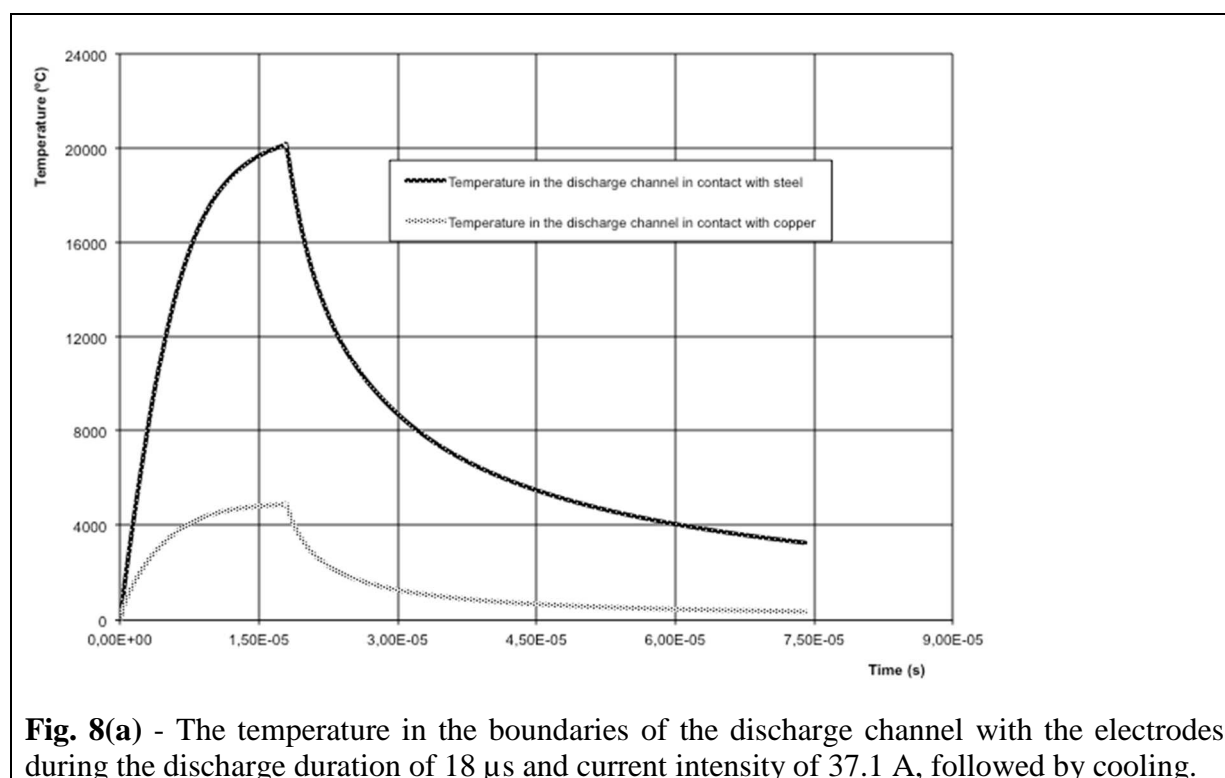
### 5.1. Numerically

The minimum discharge interval needed for a complete deionisation of the dielectric liquid was found numerically using the model [3] in two steps, explained as follow. In the first step, the electrical discharge is simulated using the electric-thermal phenomenon obtaining the temperature in the discharge channel and in both electrodes. In the second one, after finish the electric discharge, the heat transfer by heat conduction and radiation between the discharge channel, tool, workpiece and surrounding dielectric at 14 °C are simulated. In this step, the temperature in the boundaries of the discharge channel with the electrodes is obtained and associated with the complete deionisation of the dielectric liquid. In the study [4], the complete deionisation of the dielectric liquid occurs for a wide range of pressures at a temperature between 6000 °C and 4500 °C. The heat transferred by forced convection was not considered in the numerical simulation because it was not done flushing of the gap with dielectric fluid during the experiments.

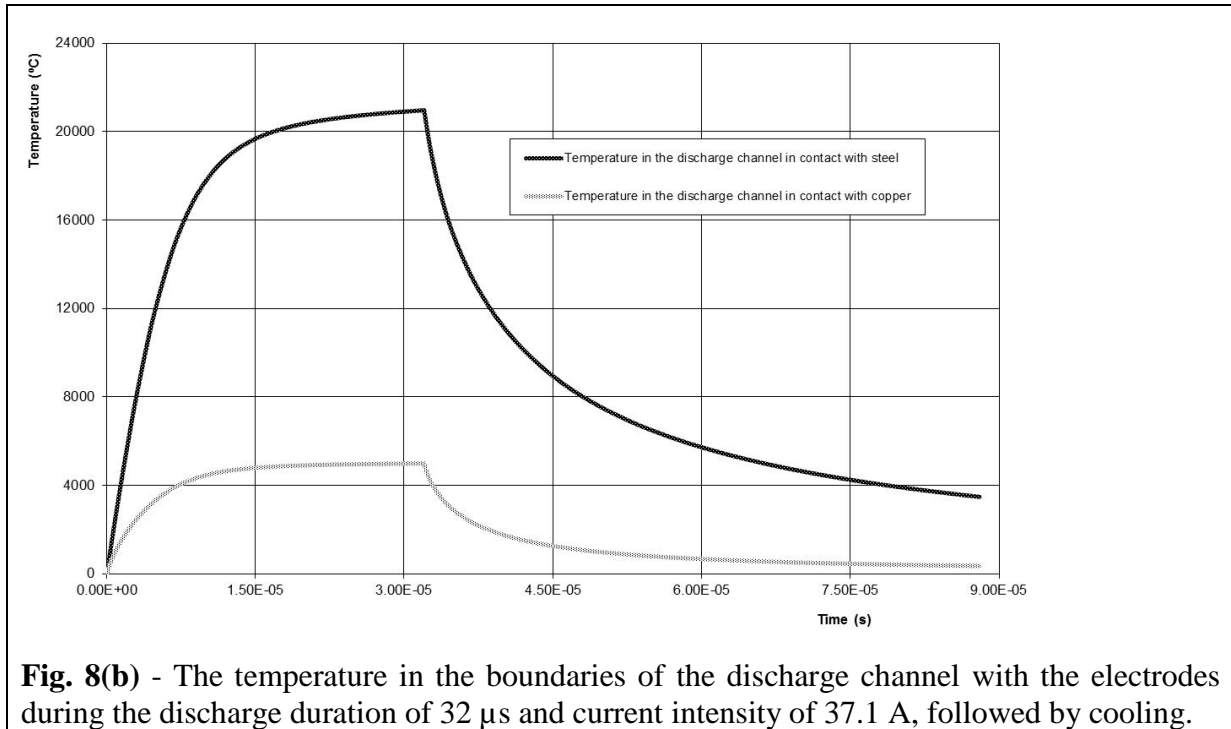
The deionisation temperature in the boundaries of the discharge channel with the electrodes is about 4000 °C to calculate the minimum discharge interval. The minimum discharge interval is approximately 18  $\mu$ s and 42  $\mu$ s for the current intensities of 9.9 A and 37.1 A respectively, as shown in Figs. 7 and 8a, b. The choice of 4000 °C for the temperature of complete deionisation of the dielectric liquid is based in [4] that indicates as minimum temperature of dielectric deionisation 4500 °C, reached in the presence of a wide range of pressures existent in the plasma channel. In the simulations, the discharge duration of 18  $\mu$ s for the current intensity of 9.9 A and 18  $\mu$ s and 32  $\mu$ s for the current intensity of 37.1 A was used. The minimum discharge duration is found after the maximum temperature is reached in the plasma channel, which occurs in the initial phase of the electrical discharge according to the literature [1, 9].



**Fig. 7** - The temperature in the boundaries of the discharge channel with the electrodes during the discharge duration of 18  $\mu\text{s}$  and current intensity of 9.9 A, followed by cooling.



**Fig. 8(a)** - The temperature in the boundaries of the discharge channel with the electrodes during the discharge duration of 18  $\mu\text{s}$  and current intensity of 37.1 A, followed by cooling.



## 5.2. Experimentally

The minimum discharge interval is evaluated experimentally through the variability of the material removal rate at the end of machining. The minimum discharge interval is found when the material removal rate decreases its value in the end of machining using small discharge duration with discharge interval changing from the minimum established by the control of the machine and the one that causes the decrease in the material removal rate.

The set of experiments was carried out with a duty factor approximately equal to 80% and discharge duration greater or equal to 18  $\mu$ s. Therefore, the 4.2  $\mu$ s discharge interval corresponds to 18  $\mu$ s discharge duration and an 80% duty factor, so it will be not enough for a complete deionisation of the dielectric liquid. The complete deionisation of the dielectric liquid will not occur because the decrease in the temperature during the discharge interval is done with a heat flux lower than the heat flux that contributes to the increase in the temperature in the initial phase of the discharge duration. However, the instability in the electrical discharge did not occur during the experiments, as it was observed, so one can say that, there is software that prevents the occurrence of instability in the electrical discharge using a minimum discharge interval.

Therefore, the minimum discharge interval was also found experimentally through a set of experiments using 18  $\mu$ s of discharge duration for 9.9 A of current intensity and 32  $\mu$ s of

discharge duration for 37.1 A of current intensity. The discharge duration was used with the discharge intervals of 4.2  $\mu\text{s}$  and 18  $\mu\text{s}$  for the current intensity of 9.9 A and 4.2  $\mu\text{s}$ , 18  $\mu\text{s}$  and 42  $\mu\text{s}$  for the current intensity of 37.1 A. The experimental results of the minimum discharge interval are shown in Table 2. In the Table 2, it is possible to see that the results are approximately constant until the discharge interval of 18  $\mu\text{s}$  and 42  $\mu\text{s}$  for the current intensities of 9.9 A and 37.1 A respectively. The experimental results agree well to the numerical results.

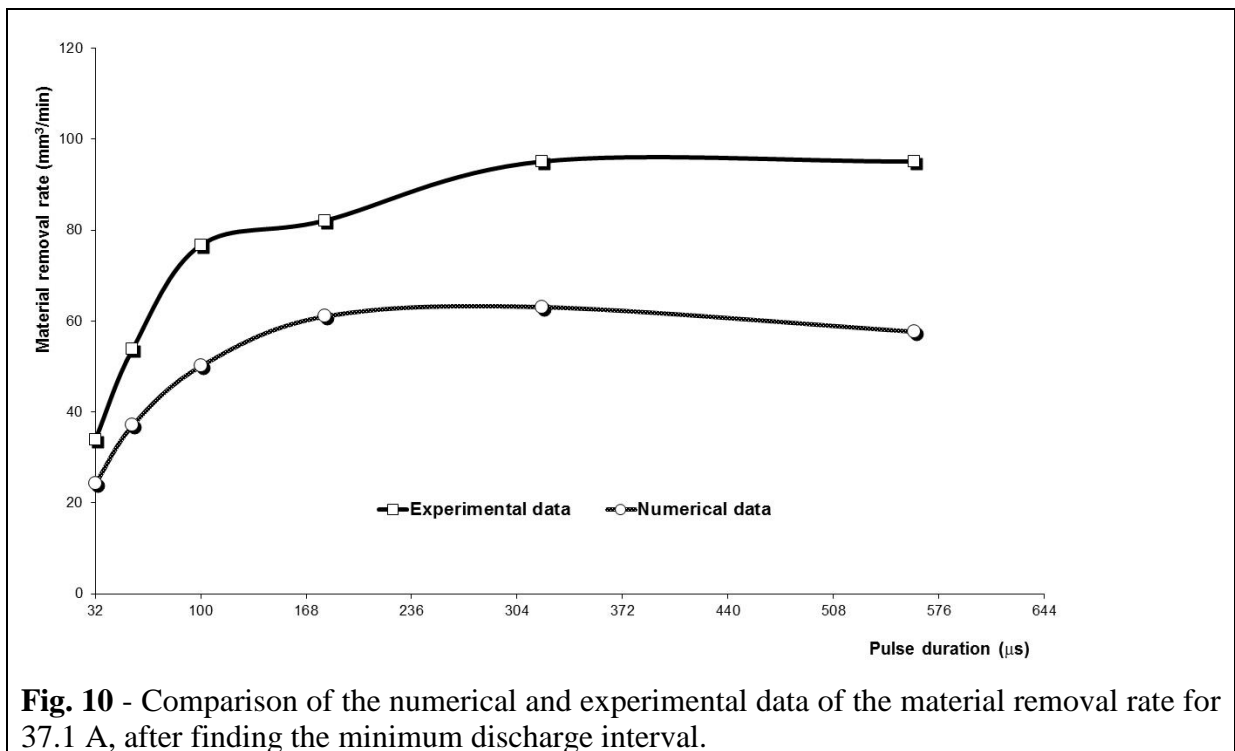
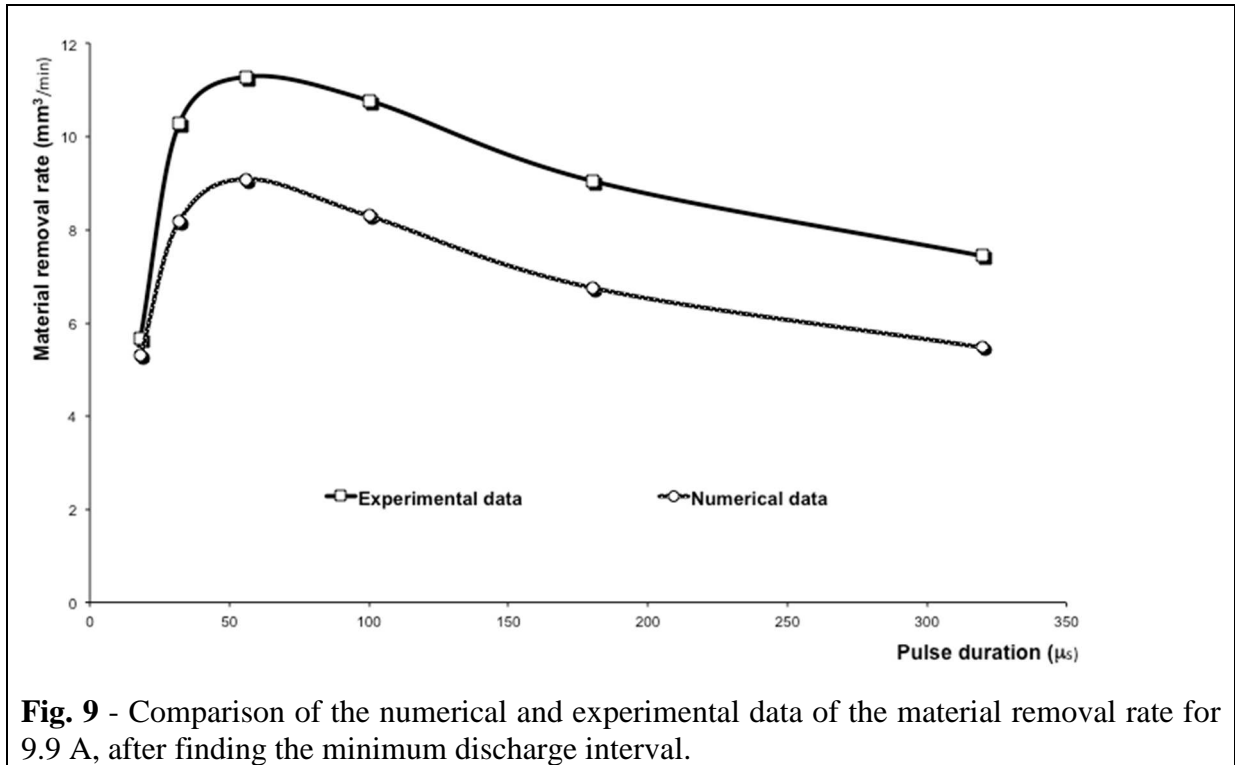
Table 2-Minimum pause found experimentally

Current int./Pulse	Pause ( $\mu\text{s}$ )	MRR ( $\text{mm}^3/\text{min}$ )	TW ( $\text{mm}^3/\text{min}$ )
9.9A/18 $\mu\text{s}$	4.2	5.42	0.380
	18	5.56	0.353
37.1A/32 $\mu\text{s}$	4.2	33.88	12.20
	18	37.61	11.43
	42	33.03	11.57

## 6. Analysis of results after finding the minimum discharge interval

### 6.1. Material removal rate

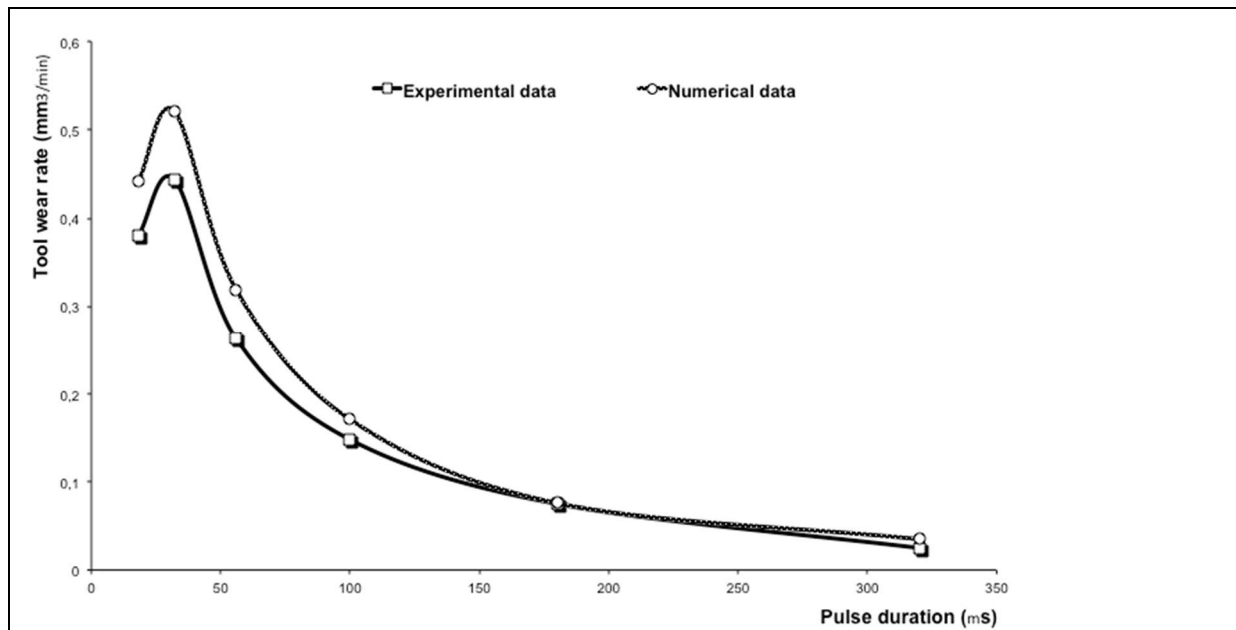
In this section are shown the results of the material removal rate and tool wear rate calculated after finding the minimum discharge interval for deionisation of dielectric liquid, instead of the discharge interval defined by the operator. Figure 9 and 10 show the new numerical trend of the material removal rate compared with experimental data, where one can conclude that they are very similar and in phase. However, the numerical results are lower than the experimental one but this difference can be justified in the works [12, 13], as explained before. However, there is the fact that, experimentally, the material removal rate increases continuously with discharge duration for the current intensity of 37.1 A, although this might be due to the use of the experimental minimum discharge interval, instead of the discharge interval defined by the operator. This fact has the effect of increasing the discharge frequency when long duration discharges are used and so the material removal rate increases with the reduction of the discharge interval.



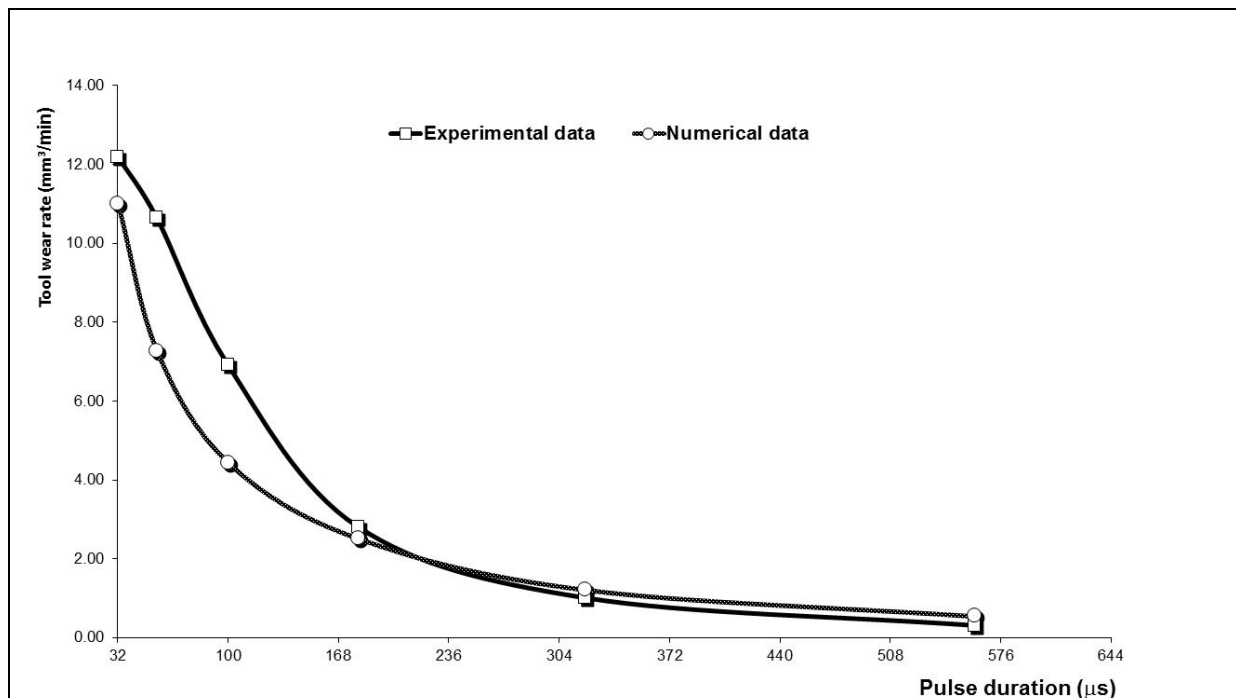
## 6.2. Tool wear rate

The numerical values of the tool wear rate adjust much better to the experimental data after the minimum discharge interval be found. Moreover, the numerical values are higher than the experimental values, which are explained by the effect of black layer during machining [14].

The black layer acts as a thermal barrier in the tool surface that inhibits the wear of the tool during machining, as is mentioned in [14].



**Fig. 11** - Comparison of the numerical and experimental data of the tool wear rate for 9.9 A, after finding the minimum discharge interval.



**Fig. 12** - Comparison of the numerical and experimental data of the tool wear rate for 37.1 A, after finding the minimum discharge interval.

## 7. Conclusions

The main conclusion of the research is that the time needed to deionisation of the dielectric liquid affects the material removal rate and tool wear rate, however the tool wear ratio is not affected. So, the material removal rate and the tool wear rate are equally affected by the minimum discharge interval leading to good agreement between the numerical values and the experimental data.

The prediction of the minimum discharge interval agrees well with the discharge interval used experimentally. The authors show that the material removal rate and the tool wear rate decrease for small discharge duration and they increase for long discharge duration. Therefore, the use of the minimum discharge interval leads to a decrease in frequency when are used small discharge duration and an increase in it for long discharge duration. This effect in the frequency affects the output parameters.

This research could help other authors [5-8] to review its works in the light of these new achievements that allow the use of the minimum discharge interval to calculate the material removal rate.

The Finite Element Model presented by Fonseca and Marafona [3] is a good tool to calculate the output parameters of the electrical discharge machining.

## References

- [1] Kunieda, M., Lauwers, B., Rajurkar, K. P., Schumacker, B. M., (2005) Advancing EDM through Fundamental Insight into the Process, *Annals of the CIRP* 54 (2), p. 599.
- [2] Schumacker B.M., (1990) About the Role of Debris in the Gap During Electrical Discharge Machining, *Annals of the CIRP*, 39 (1) 197-199.
- [3] Fonseca, J., Marafona, J. D., (2013) The importance of servo reference voltage on multiple discharges, *Procedia CIRP* 6, p. 417–422.
- [4] Arunachalam, C., Bozkurt, B., Eubank P.T., (1996) Equilibrium Thermophysical Properties of Alkanes at very High Temperatures, *J. Chem. Eng. Data*, 41, 121-127.
- [5] DiBitonto, D.D., Eubank, P.T., Patel, M.R., and Barrufet, M.A., 1989. Theoretical models of the electrical discharge machining process-II: a simple cathode erosion model, *Journal of Applied Physics* 66 (9), p. 4095.
- [6] Marafona, J., Chousal, J.A.G., (2006) A finite element model of EDM based on the Joule effect, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46 (6), p.595.
- [7] Joshi, S.N., Pande, S.S., (2010) Thermo-physical modelling of die-sinking EDM process, *Journal of Manufacturing Processes* 12 p.45-56.
- [8] Salonitis, K., Stournaras, A., Stavropoulos, P., Chryssolouris, G., (2009) Thermal modelling of the Material Removal Rate and Surface Roughness for EDM Die-Sinking, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 40 (3-4) p.316-323.



- [9] Eubank, P.T., Patel, M.R., Barrufet, M.A., Bozkurt, B., (1993) Theoretical models of the electrical discharge machining process-III: the variable mass, cylindrical plasma model, *Journal of Applied Physics* 73 (11), p. 7900.
- [10] Albinski, K., Musiol, K., Miernikiewicz, A., Labuz, S. and Malota, M., (1996) The temperature of a plasma used in electrical discharge machining, *Plasma Sources Science Technology*, 5 p.736-742.
- [11] Ikai, T., Hashigushi, K., (1995) Heat input for crater formation in EDM, *Proceedings of International Symposium for ElectroMachining-ISEM XI*, EPFL, Lausanne, Switzerland, p.163.
- [12] Murray, J., Zdebski, D., Clare, A.T., (2012) Workpiece debris deposition on tool electrodes and secondary discharge phenomena in micro-EDM, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212 (7), p. 1537–1547.
- [13] Marafona J.D., Araújo A., (2009) Influence of workpiece hardness on EDM performance, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 49 (9) p. 744-748.
- [14] Marafona, J.D., (2009) Black layer affects the thermal conductivity of the surface of copper-tungsten electrode, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 42, p. 482.



### **5.3. Electrical Discharge Machining with different thermal conductivities – Analyzing dielectric**

#### **Resumo**

Neste artigo, é explicado teoricamente e é demonstrado experimentalmente que descargas elétricas de maquinagem, no óleo de hidrocarboneto, são semelhantes a explosões submarinas, porque o canal de descarga é materializado por um sólido (fio) em volta do qual cresce o plasma. O canal de descarga é formado por grafite, no início da descarga, que é sublimado durante a duração de descarga. Estas afirmações são baseadas em análises das condições de trabalho da eletroerosão feitas por diferentes investigadores e, também, confirmadas pela análise experimental do fluido dielétrico de corte.

#### **Conclusões**

Pode-se concluir que existem partículas de grafite no óleo de corte e que são criadas na rutura do fluido dielétrico. A hipótese do canal de descarga ser sólido ou de existirem partículas sólidas de grafite existe pelo menos quando aplicadas força e energia pequenas, porque a temperatura é menor e o desaparecimento da grafite pode não ocorrer. Esta afirmação está de acordo com as pesquisas [9], que apontam para uma menor migração do material da ferramenta para a peça de trabalho e vice-versa. Isto acontece, porque o raio do plasma é pequeno devido à menor força aplicada no canal de descarga, ou seja, baixa a temperatura aplicada no canal de descarga e, também, leva mais tempo a desaparecer a grafite do canal de descarga. Portanto, não há uma grande quantidade de material migrado da ferramenta para a peça de trabalho e vice-versa porque há uma grande quantidade de material sólido no plasma que se desloca para o líquido.

Em conclusão, o canal de descarga pode ser construído em partículas de grafite dependendo da força aplicada e da duração de descarga.

Beatriz Graça <sup>(1)</sup>, Joaquim Fonseca <sup>(2)</sup>, José Duarte Marafona <sup>\*(2)</sup>

(1) CETRIB, INEGI

(2) DEMec, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Rua Dr. Roberto Frias, s/n, 4200-465 Porto, Portugal

## Abstract

In this article is explained theoretically and is demonstrated experimentally that electrical discharge machining plasma, in the hydrocarbon oil, is similar to underwater explosions, because the discharge channel is materialized by a solid (wire) growing the plasma around that. The discharge channel is formed by graphite, in the beginning of the discharge, which sublimates during the discharge duration. These statements are based on the analyses of work conditions of electrical discharge machining done by different researchers and, also, confirmed by experimental analysis of the cutting dielectric fluid.

**Keywords:** Electrical discharge machining; electrical discharge machining plasma; underwater explosions; discharge channel; hydrocarbon oil; graphite

## 1. Introduction

As discussed in the first article in this series, EDM is physically similar to two neighboring fields of technology: (1) the theory of gas discharges and (2) underwater explosions, particularly the experiments of Robinson and co-workers on exploding wires, which produce cylindrical plasmas similar to those of EDM. EDM is also similar to many gas discharges in that a constant current passes through the plasma. However, its pulse times are generally shorter, causing changes significant in the features of the liquid dielectric such as plasma pressure, size, and temperature. Breakdown in liquids is essentially the initial condition to formation of the EDM discharge channel. The underwater explosions produce plasmas similar to those of EDM, with a discharge channel of constant radius, assuming that the input energy is essentially supplied at zero time rather than at the constant rate (constant current) of EDM.

One can conclude from the last paragraph that:

- (i) The conduction and breakdown in underwater explosions is very close to the theory of electrical discharges in electrical discharge machining using hydrocarbon liquids.
- (ii) In the beginning of electrical discharge in electrical discharge machining, the pressure rises to high values due to the dielectric breakdown and, also, occurs a quick increase of the temperature. The pressure and temperature are quasi constant in the discharge

pulse, excepting when other electrical discharge in the discharge pulse occurs. These statements are based on Kojima et al. [1] that found two peaks of force (pressure), during the analyze of the electrical discharge in electrical discharge machining, using a 36 A current intensity. Moreover, the dielectric breakdown in the beginning of discharge pulse brings the first peak of force that is higher than the second peak, because the power used in the second dielectric breakdown is lower. Thus, one can conclude that the pressure is constant during discharge pulse, besides of the two peaks of pressure brought by the dielectric breakdown. Moreover, in research [2] stated that there are only electrical and magnetic forces in the plasma.

- (iii) One of discharge channel features is the temperature that rises quickly, in the beginning of discharge, followed by a small decrease [1, 3], which depends on servo standard voltage control [4], until discharge pulse end. Moreover, Albinski et al. [5], show that iron particles in EDM plasma have a temperature nearly constant during the discharge. Therefore, the temperature of the plasma should have the same behavior than iron particles in plasma.
- (iv) There is formation of plasma in the electrical discharge in electrical discharge machining. However, on the one hand, the plasma is the direct electrical conductor that is associated to electrical discharges in water, as well as in gas, on the other hand, the plasma is formed around the electrical conductor and is associated to underwater explosions, which the present authors adopted to electrical discharges in hydrocarbon oil.
- (v) The authors [6] pointed out that there are particles in dielectric fluid building chains, which serve as ignition to the electrical discharge. These particles are product of the dielectric breakdown due mainly to high pressure and high temperature reached in the discharge channel. These conditions exist to create these particles and the pressure must change to maintain these particles. Thus, Arunachalam et al. [7] show the existence of graphite in the decomposition of alkanes at high pressure (200bar and 1000 bar), that exists in the discharge channel, as shown in [1], and a temperature around 1500 K, that occurs in the rise of temperature in the beginning of discharge pulse, as shown in [3, 5]. After the occurrence of these initial conditions, the high temperature continues and the pressure falls down to the pressure exerted by the oil column. These conditions are sufficient to maintain the graphite until its total sublimation owing the high temperature maintained in the discharge channel.

- (vi) Moreover, the authors, in the first article, pointed out that the performance using a low thermal conductivity corresponding to a plasma channel, leads to a lower material removal of the electrodes, as pointed out in [8]. Therefore, the thermal conductivity of discharge channel should be similar to thermal conductivity of graphite that is the “solid” discharge channel with origin in hydrocarbon oil. So, it is expected that graphite will be in the EDM machine filter, when using hydrocarbon oil without graphite tools.

There is difficulty in detect graphite in the analysis of particles debris of electrical discharge machining through the use of optical emission spectroscopy because the dielectric has carbon and graphite, which is carbon with structure metallurgical different. However, as shown in the analysis of infrared spectroscopy, there is graphite among the debris particles of EDM machine filter.

## **2. Experimental methodology**

To evaluate and identify the presence of graphite (and other particles) in the cutting fluid (CASTROL SE Fluid 180) from recirculation system of the EDM machine several techniques were used: Infrared Spectroscopy (FTIR), Analytical Ferrography and Scanning Electron Microscopy with X-ray microanalysis (SEM-EDS). The EDM machine filter was replaced as well as the cutting oil and the machine worked during six months with workpiece materials different and without using graphite tools.

Infrared Spectroscopy (FTIR) analyses allow the identification of certain molecular compounds and evaluate possible changes resulting from processes of oxidation, nitration and sulfation, as well as the presence of water and contaminants. For comparative purposes, the IR spectrum obtained for the analyzed filter is compared to the spectra of IR spectrum of graphite particles, oil and the oil mixed with the graphite particles.

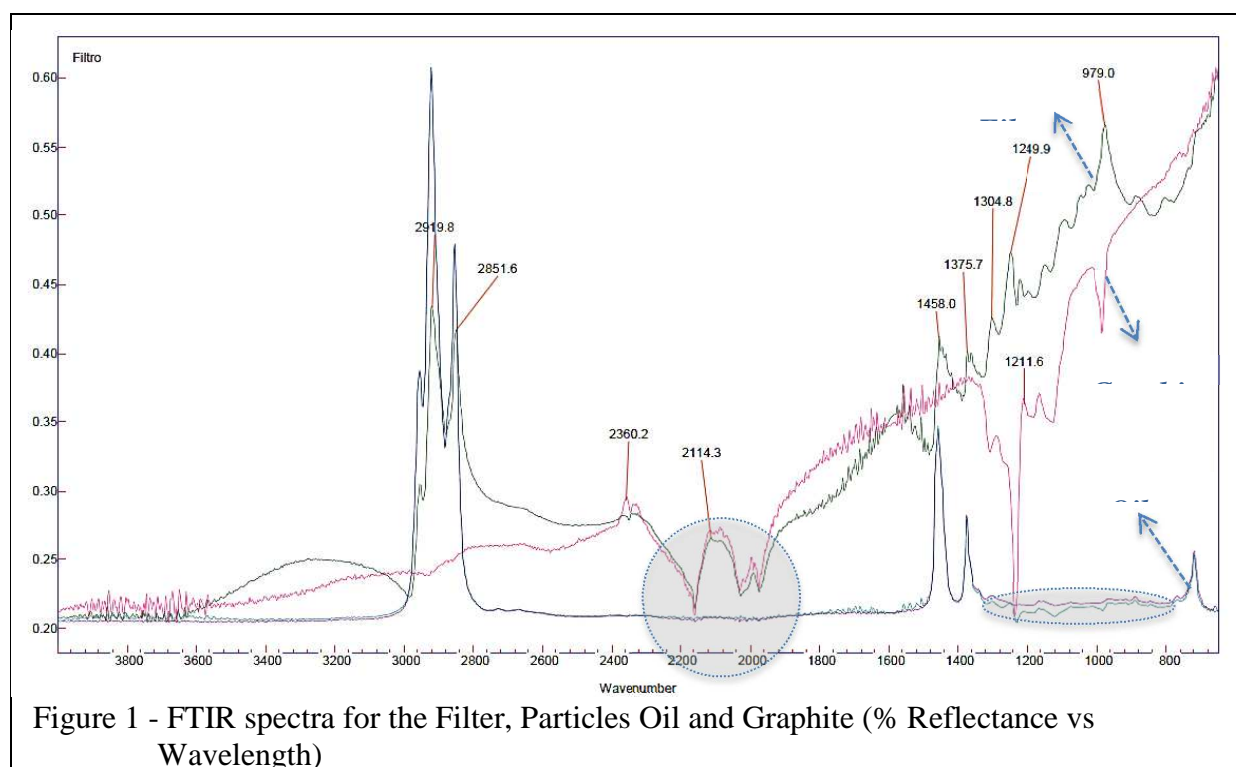
A small fragment of the filter was "washed out" using an ultrasonic bath with adequate solvent. The particles extracted from the filter were then deposited on a glass subtract (ferrogram) through Analytical Ferrography. Optical and Scanning Electron Microscopy in combination with Energy Dispersive X-ray Spectroscopy (SEM/EDX) were used to determine the type of particles and identify its chemical characterization.

### 3. Experimental results

#### 3.1 INFRARED SPECTROSCOPY (FTIR)

Figure 1 shows the IR spectrum obtained for the analysis filter (green line) compared to the spectra of graphite particles (red line), oil (blue line) and oil mixed with the graphite particles (purple line).

As can be seen, the spectrum of the filter and graphite are identical in bands between 2300 and 1900 $\text{cm}^{-1}$ . It should be noted also the presence of peaks characteristic of the oil (strips 2919, 2851, 1458 and 1375 $\text{cm}^{-1}$ ) on the filter.



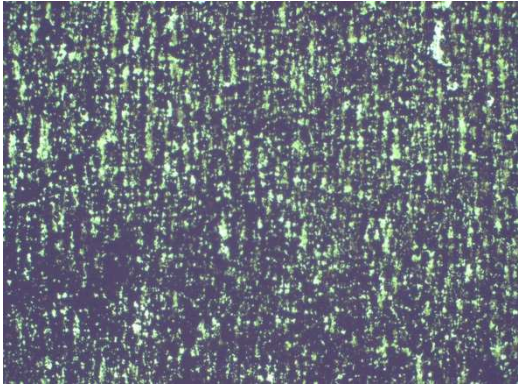
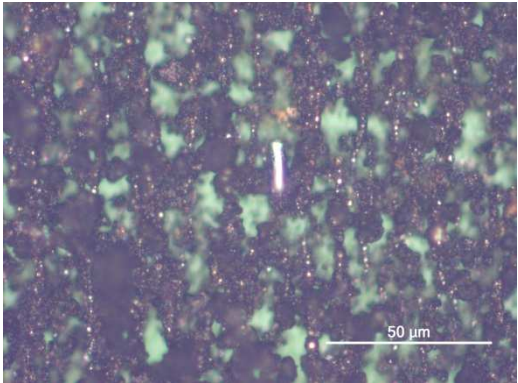
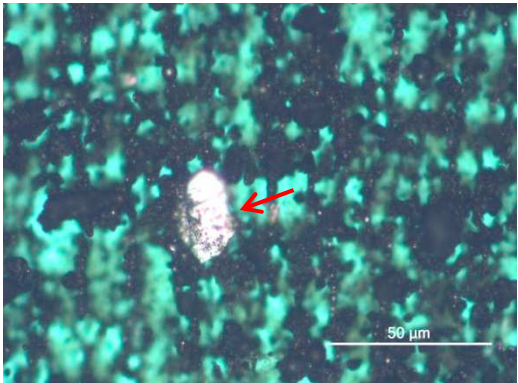
The spectra obtained for the oils do not reveal the presence of graphite particles in bands between 2300 and 1900  $\text{cm}^{-1}$ . However, for the oil mixed with the graphite particles are observed some changes in the molecular identity bands (1300-800  $\text{cm}^{-1}$ ).

The FTIR analysis identified the presence of graphite in the EDM machine filter. However, additional analysis (Analytical Ferrography and SAM-EDS) would provide additional information that could be important to confirm these results.

#### 3.2 ANALYTICAL FERROGRAPHY

The analytical ferrography shows the significant presence of small ferrous wear particles (see Figure 2). Most of these particles are thermally oxidized and many of them are

spherical. Some metal particles with no evidence of oxidation were also identified (white metal).

	<p>Magnification: x 200  Dilution: -  Localization: Entry  Luz: White / Green</p> <p>Notes: Significant presence of ferrous wear particles of small dimensions.</p>
	<p>Magnification: x 1000  Dilution: -  Localization: Entry  Luz: White / Green</p> <p>Notes: Expansion of previous micro-shows the high concentration of ferrous particles small, rusty and many with spherical form.</p>
	<p>Magnification: x 1000  Dilution: -  Localization: Entry  Luz: White / Green</p> <p>Remarks: Presence of some particles with no evidence of oxidation (white metal).</p>
<p>Figure 2 - Photomicrographs obtained in the optical microscope (amp. 200x and 1000x)</p>	

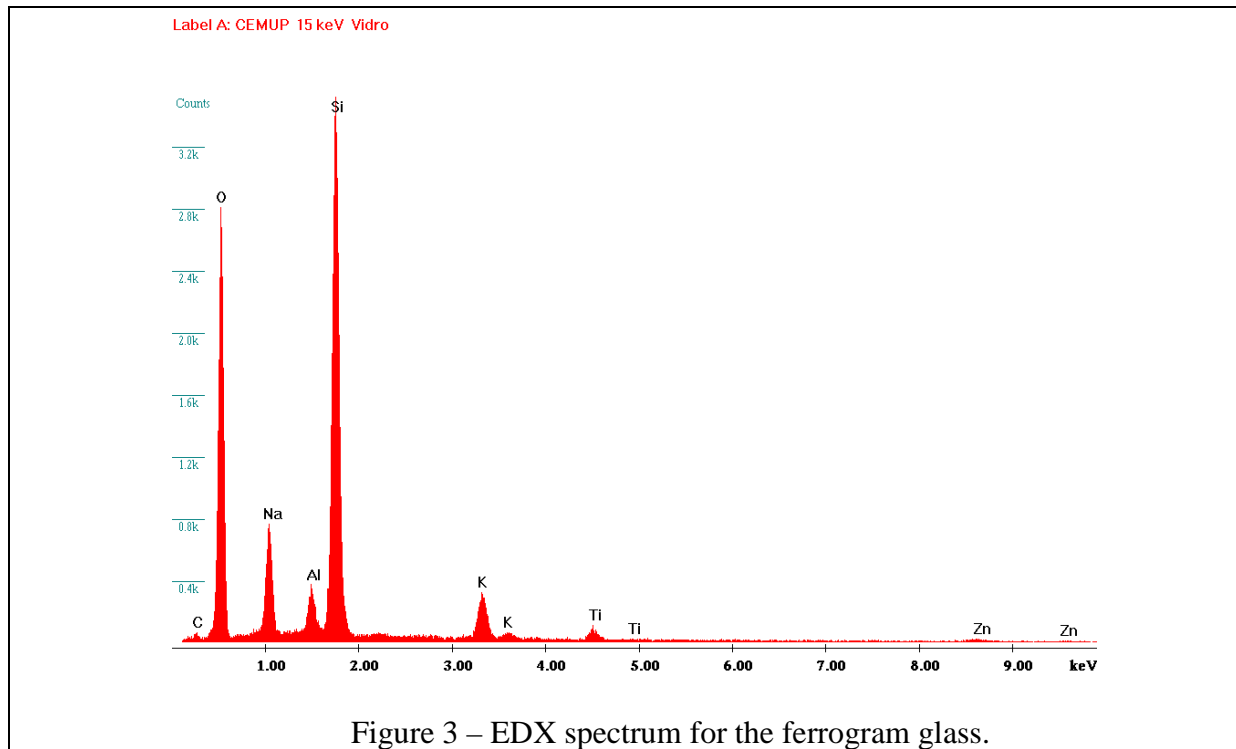
### 3.3 SCANNING ELECTRON MICROSCOPY WITH X-RAY MICROANALYSIS (SEM-EDX)

The Electron Microscope used in these analyses has low vacuum mode (Ivac) which permits observation of samples without been coated with a conductive material such as gold or carbon.

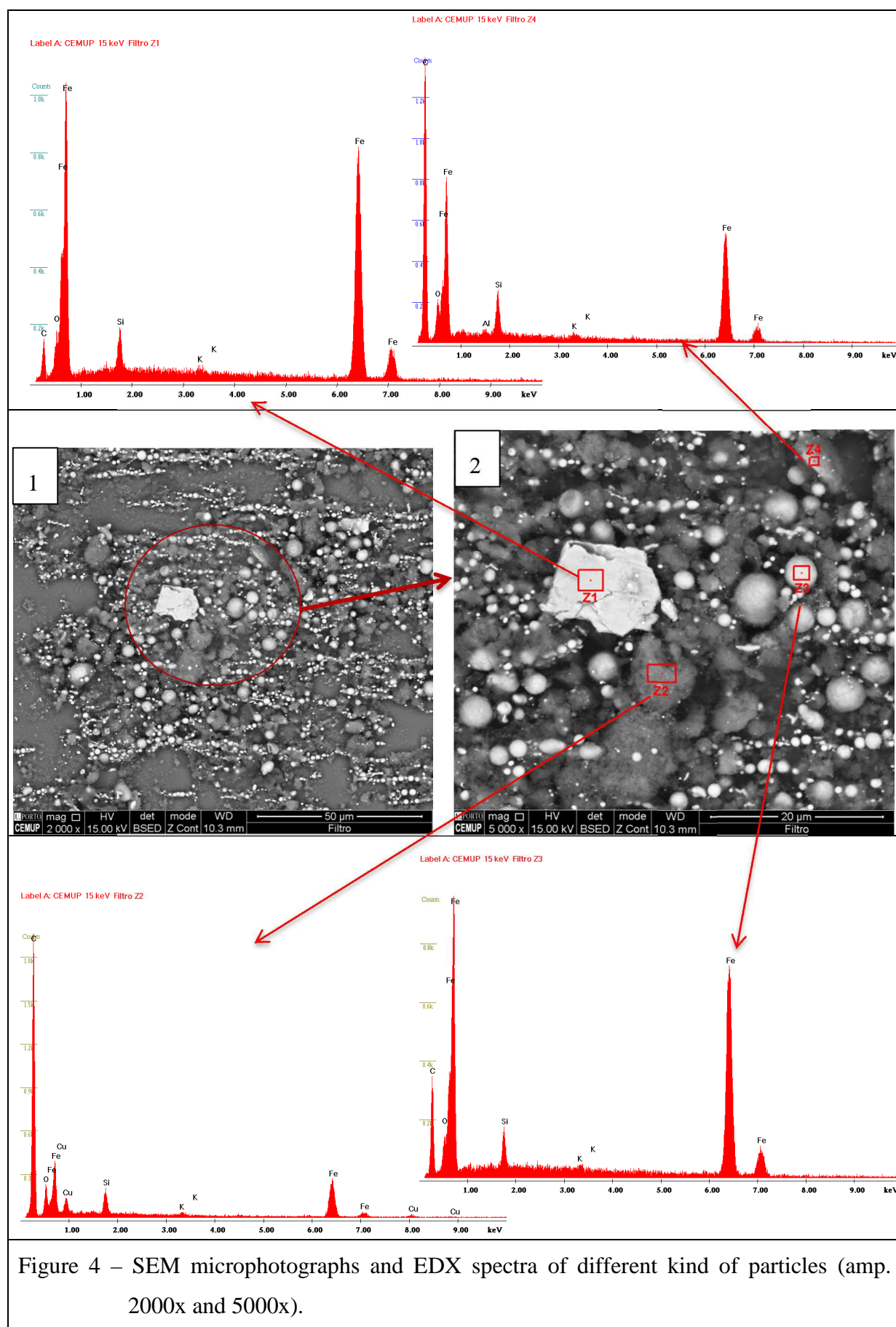
Some particles analyzed are very thin in thickness, so the chemical composition obtained by the x-ray EDS (Energy Dispersive Spectrometer) is affected by the ferrogram

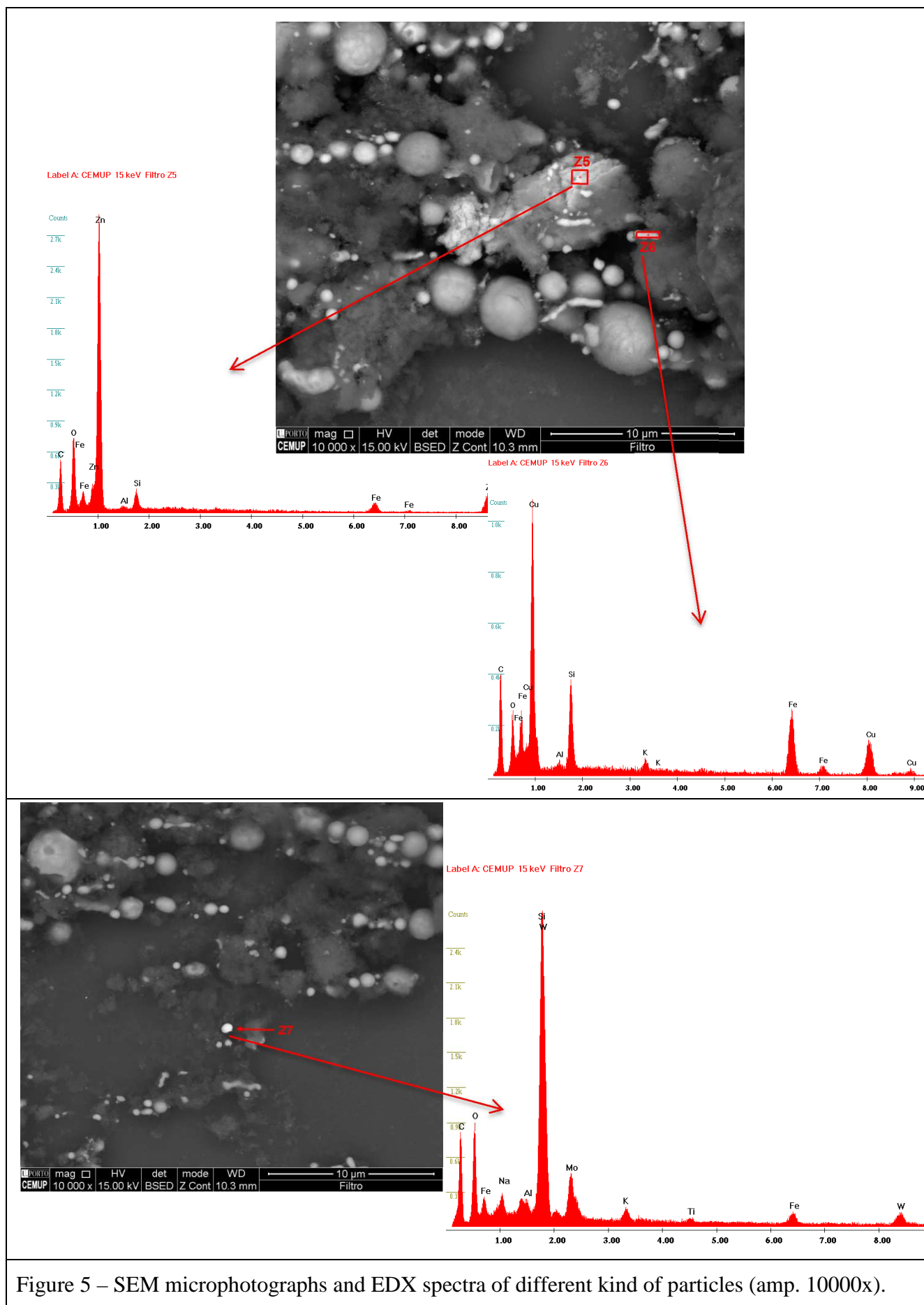


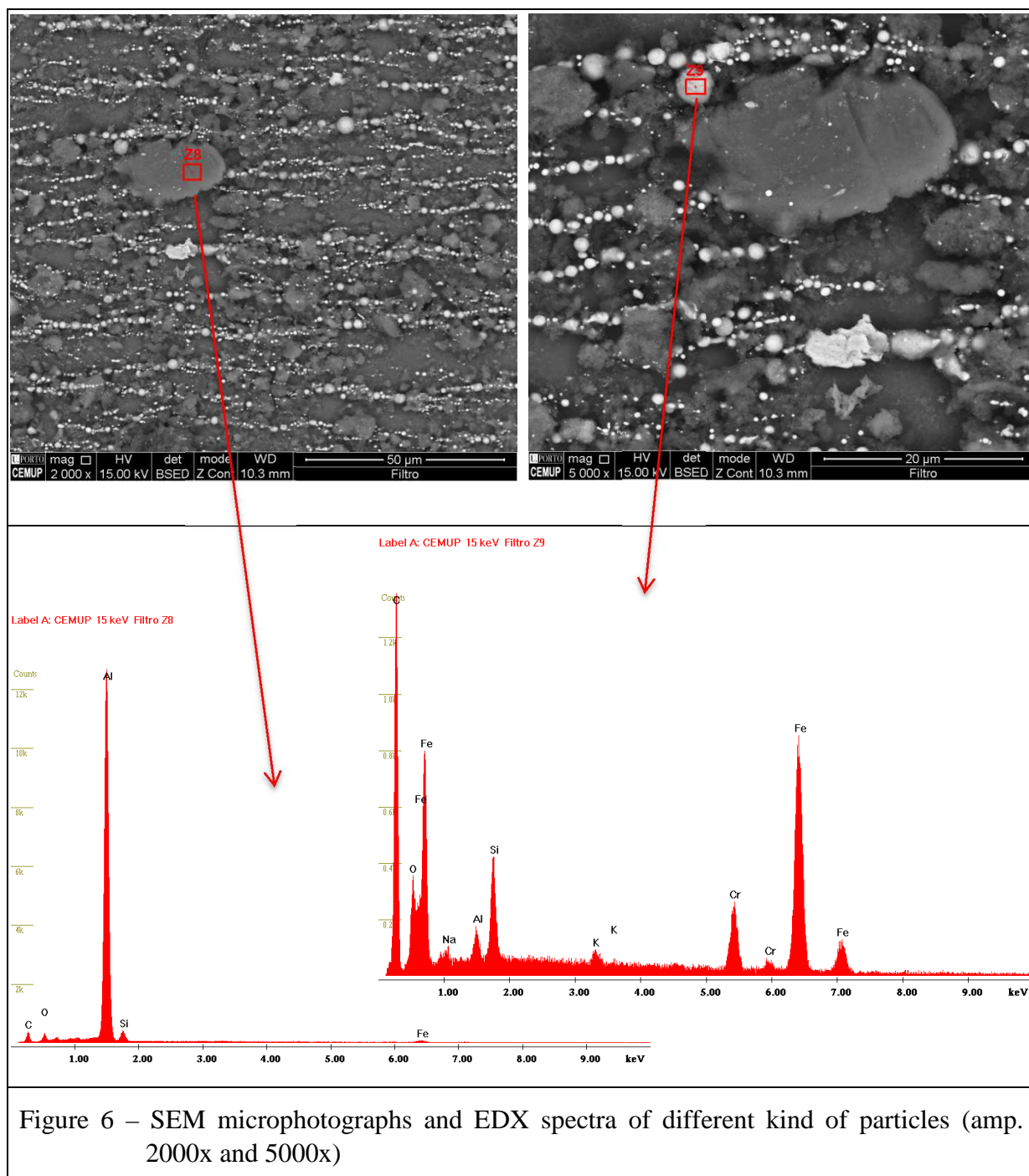
glass composition (Si, Na, Al, K and Ti). To evaluate such effect, EDX spectral information has been obtained for the ferrogram glass.



In the following Figures are presented some optical microphotographies of the wear particles already reported in the ferrography analysis and some identified through SEM/EDX.







The spectra obtained for the analyzed particles (see Figures 3, 4 and 5) identifying different materials:

- Carbon steel particles (Z1, Z2, Z3 and Z4), further carbonized, hypothesis of graphite infiltrated with iron (Z2 and Z4) and other with spherical shape (Z3);
- Particles of zinc (Zn) (Z5) and copper (Cu) (Z6);
- Spherical particles of tungsten (W) (Z7);
- Aluminum particles (Al) (Z8);
- Spherical particles of alloy steel (Cr) (Z9).

#### 4. Conclusions

One can conclude that there are graphite particles in the cutting oil and they are created in the breakdown of dielectric fluid. The hypothesis of discharge channel be solid or with solid particles of graphite exists at least for small power and energy applied because the temperature is smaller and the total sublimation of graphite may not occur. This statement is according to the researches [9], which pointed out that there is less migration of tool material for the workpiece and vice-versa. This happen because the plasma radius is small due to the lower power applied in the discharge channel, meaning, low temperature applied in the discharge channel and, also, more time to sublime the discharge channel graphite. Therefore, there is not a large amount of migrated material from the tool to the workpiece and vice-versa because there is large amount of solid material in the plasma.

In conclusion the discharge channel can be built on particles of graphite depending on the power applied and discharge duration.

#### Acknowledgement

The authors would like to thank to Prof. Jorge Seabra (Head of CETRIB) by its valuable contribution to the discussion presented in the article.

#### References

- [1] Kojima, A., Natsu, W., Kunieda, M., (2008) Spectroscopic measurement of arc plasma diameter in EDM, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 57, Issue 1, p. 203-207.
- [2] Konig, W., Siebers, F.-J., (1993) Influence of the working medium on the removal process in EDM sinking, Proceedings of the 1993 ASME Winter Annual Meeting; New Orleans, LA, USA, Volume 64, p. 649-658.
- [3] Kunieda, M., Lauwers, B., Rajurkar, K. P., Schumacker, B. M., (2005) Advancing EDM through Fundamental Insight into the Process, Annals of the CIRP 54 (2), p. 599.
- [4] Fonseca, J., Marafona, J. D., (2013) The importance of servo reference voltage on multiple discharges, Procedia CIRP 6, p. 417-422.
- [5] Albiński, K., Musioł, K., Miernikiewicz, A., Łabuz, S., Małota, M., (1996) The temperature of a plasma used in electrical discharge machining, Plasma Sources Science and Technology 5: (4) p. 736-742.
- [6] Schumacher, B.A., (2004) After 60 years of EDM the discharge process remains still disputed, Journal of Materials Processing Technology, 149: (1-3) p. 376-381.
- [7] Arunachalam, C., Bozkurt, B., Eubank, P.T., (1996) Equilibrium thermophysical properties of alkanes at very high temperatures, Journal of Chemical and Engineering Data 41: (1) p. 121-127.
- [8] Lui, Y., Ji, R., Zhang, Y., Zhang, H., (2010) Investigation of emulsion for die sinking EDM, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 47 p. 403-409.
- [9] Marafona, J.D.R., (2002) The influence of migrated materials on Tool wear ratio, PhD Thesis, University of Nottingham, Nottingham, England.



## **6. Conclusões**

Os novos conhecimentos identificados e demonstrados nesta investigação, através de uma metodologia estruturada, são:

- i. A tensão de controlo do servomecanismo tem um efeito preponderante na existência de descargas múltiplas durante o processo de maquinagem.
- ii. A tensão de controlo do servomecanismo é um dos processos mais utilizados na otimização do processo de eletroerosão e foi estabelecida a sua relação com o desempenho do mesmo.
- iii. A descarga pode ocorrer em meio físico sólido como discutido na secção 2.2, podendo ser considerados dois meios distintos para início da descarga elétrica: gasoso e sólido.
- iv. Ficou demonstrada a existência de partículas de grafite no dielétrico, as quais servem como meio para a ignição da descarga e, simultaneamente, como ignição do canal de plasma.

## **7. Trabalhos Futuros**

Está aberta uma nova área na investigação da eletroerosão, pois foi possível prever o desempenho do processo da eletroerosão com uma boa precisão, usando como meio da propagação da descarga (plasma) as partículas de grafite.

Sugere-se a investigação (comparação) do efeito do meio sólido e gasoso no desempenho do processo de eletroerosão, justificando-se ou não a sua possível ocorrência durante o processo devido à existência destas partículas-detrito no dielétrico.

Deve-se procurar a explicação para a temperatura do canal de descarga ser mais elevada que a referida na literatura e assim a explicação para a disparidade dos diferentes modelos de remoção do material.





## 8. Bibliografia

- [1] J. Marafona and J. Chousal, "A finite element model of EDM based on the joule effect," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 46, pp. 592-602, 2006.
- [2] B. R. Lazarenko, "To invert the effect of wear on the electric power contacts," *Dissertation of The All-Union Institute for Electro Thecnique in Moscow/CCCP (in Russian)*, 1943.
- [3] M. Kunieda, B. Lawers, K. Rajurkar and B. Schumacher, "Advancing EDM through Fundamental Insight into to Process," *CIRP Annals - Manufacturing Thecnology*, Elsevier, vol. 54, pp. 64-87, 2005.
- [4] [www.mechanicaldesignforum.com/content.php216](http://www.mechanicaldesignforum.com/content.php216), no. Electrical-Discharge wire-cutting-(EDWC).
- [5] B. Bommeli, C. Frei and A. Ratajski, "On the Influence of Mechanical Perturbation on the Breakdown of a Liquid Dielectric," *J. of Electrostatic*, vol. 7, pp. 123-144, 1979.
- [6] A. S. Zingerman, "Propagation of a Discharge Column," *Soviet Physics-Technical Physics*, vol. 5, pp. 992-996, 1956.
- [7] R. Snoeys and F. Van Dijck, "Investigations of EDM Operations by Means of Thermomathematical Models," *Annals of the CIRP*, vol. 20, pp. 35-36, 1971.
- [8] R. Snoeys and F. Van Dijck, "Plasma Channel Diameter Growth Affects Stock Removal in EDM," *Annals of the CIRP*, vol. 21, pp. 39-40, 1972.
- [9] F. Altpeter and R. Perez, "Relevant Topics in Wire Electrical Discharge Machining Control," *J. of Materials Processing Thecnology*, vol. 149, pp. 147-151, 2004.
- [10] J. M. Meek and J. D. Craggs, "Electrical Breakdown of Gases," *John Wiley & Sons*, 1978.
- [11] T. Lee, "T-F theory of Electron Emission in High-Current Arcs," *J. of Applied Physics*, 30, 2, 166-171., vol. 2, pp. 166-171, 1959.
- [12] P. Eubank, M. Patel, M. Barrufet and B. Bozkurt, "Theoretical Models of the Electrical Discharge Machining Process III. The Variable Mass, Cylindrical Plasma Model," *J. Applied Physics*, Vols. 73 (11), 1, pp. 7900-7909, 1993.
- [13] D. DiBitonto, P. Eubank, M. Patel and M. Barrufet, "Theoretical Models of the Electrical Discharge Machining Process I. A Simple Cathode Erosion Model," *J. Applied Physics*, Vols. 66 (9), 1, pp. 4095-4103, 1989.
- [14] M. Patel, M. Barrufet, P. Eubank and D. DiBitonto, "Patel M.R., Barrufet M.A., Eubank P.T., DiBitonto D.D., 1989, Theoretical Models of the Electrical Discharge Machining Process II. The Anode Erosion Model, J. Appl. Phys., 66 (9), 1, 4104-4111.," *J. Applied Physic.*, Vols. 66 (9), 1., pp. 4104-4111, 1989.
- [15] W. Koenig, R. Wertheim, Y. Zvirin and M. Toren, "Material Removal and Energy

- Distribution in Electrical Discharge Machining," *Annals of the CIRP*, vol. 24, pp. 95-100, 1975.
- [16] H. Xia, M. Kunieda and N. Nishiwaki, "Removal amount difference between anode and cathode in EDM process," *International Journal of Electrical Machining*, vol. 1, pp. 45-52, 1996.
- [17] H. Xia, Study on Factors Affecting Electrode Wear Ratio and Improvement of Machining Characteristics in EDM Process, 1995.
- [18] H. Xia, H. Hashimoto, M. Kunieda and i. N. Nishiwak, "Measurement of Energy Distribution in Continuous EDM Process," *Journal of JSPE*, vol. 62, pp. 1141-1145, 1996.
- [19] K. Albiński, K. Musiol, A. Miernikiewicz, S. Łabuz and M. Małota, "Proceedings of International Symposium for ElectroMachining," *ISEM XI, EPFL, Lausanne, Switzerland April*, pp. 143-152, 1995.
- [20] L. Palatnik and A. Liulichev, "Investigation of the Temperature in the Vapor Phase Occurring during the Electrical Spark Treatment," *Soviet Physics-Technical Physics*, vol. 1, pp. 818-824, 1958.
- [21] H. Hashimoto and M. Kunieda, "Spectroscopic Analysis of Temperature Variation of EDM Arc Plasma," *J. JSEME (in Japanese)*, Vols. 31,68, pp. 32-40, 1997.
- [22] W. Natsu, S. Ojima, T. Kobayashi and M. Kunieda, "Temperature Distribution Measurement in EDM Arc Plasma Using Spectroscopy," *JSME International Journal C*, 47, 1, vol. 47, pp. 384-390, 2004.
- [23] H. Carslaw and J. Jaeger, Conduction of Heat in Solids, Oxford: Oxford Science Publications, 1959.
- [24] L. Pittaway, "The Temperature Distributions in Thin Foil and Semi-Infinite Targets Bombarded by an Electron Beam," *Brit. J. Appl. Phys.*, vol. 15, pp. 967-982, 1964.
- [25] M. Kunieda, "Fundamentals and Future in Electrical Discharge Machining – II Future Prospect," *JSPE (in Japanese)*, Vols. 71, 2, pp. 189-194, 2005.
- [26] N. Saito and K. Kobayashi, "Machining Principle and Characteristics of Electric Discharge Machining," *Mitsubishi Denki Giho*, 41, 10 (in Japanese), pp. 1222-1230, 1967.
- [27] Y. Uno, A. Okada, N. H., C. Guo, Y. Okamoto and T. Takagi, "EDM Characteristics of CVD-Carbon Electrode," *IJEM, (in Japanese)*, vol. 3, pp. 19-24, 1998.
- [28] K. Suzuki, A. Sharma, M. Iwai, T. Uematsu, K. Shoda and M. Kunieda, "Electrical Discharge Machining Using Electrically Conductive CVD Diamond as an Electrode," *New Diamond and Frontier Carbon Technology*, Vols. 14, 1, pp. 35-44, 2004.
- [29] T. Masuzawa, M. Fujino and K. Kobayashi, "Wire Electro-Discharge Grinding for Micro-Machining," *Annals of the CIRP*, vol. 34, pp. 431-434, 1985.

- [30] T. Masuzawa, "State-of-the-art on Micromachining," *Annals of the CIRP*, vol. 49, pp. 473-488, 2000.
- [31] M. Shabgard, M. Seyedzavvar and S. Oliaei, "Influence of Input Parameters on the Characteristics of the EDM Process," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 57, pp. 689-696, 2011.
- [32] S. Yeo, W. Kurnia and P. Tan, "Critical assessment and numerical comparison of electro-thermal models in EDM," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 203, pp. 241-251, 2008.
- [33] F. Van Dijck and W. Dutre, "Heat conduction model for the calculation of the volume of molten metal in electric discharges," *Journal Physics*, vol. 7, pp. 899-910, 1974.
- [34] J. Beck, "Transient temperatures in a semi-infinite cylinder heated by a disk heat source," *International Journal Heat Mass Transfer*, vol. 24, p. 1631-1640, 1981a.
- [35] J. Beck, "Large time solutions for temperatures in a semi-infinite body with a disk heat source," *International Journal Heat Mass Transfer*, vol. 24, p. 155-164, 1981b.
- [36] S. Jilani and P. Pandey, "Analysis of surface erosion in electrical discharge machining," *Wear*, vol. 84, pp. 275-284, 1983.
- [37] S. Jilani and P. Pandey, "Analysis and modelling of EDM parameters," *Precision Engineering*, vol. 4, pp. 215-221, 1982.
- [38] P. Pandey and S. Jilani, "Plasma channel growth and the resolidified layer in EDM," *Precision Engineering*, vol. 8 (2), pp. 104-110, 1986.
- [39] B. Izquierdo, J. Sánchez, S. Plaza, I. Pombo and N. Ortega, "A numerical model of the EDM process considering the effect of multiple discharges," *International Journal of Machine Tools & Manufacture, Elsevier*, vol. 49, pp. 220-229, 2009.
- [40] A. Singh and A. Ghosh, "A thermo-electric model of material removal during electric discharge machining," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 39, pp. 669-682, 1999.
- [41] V. Yadav, V. K. Jain and P. M. Dixit, "Thermal stresses due to electrical discharge machining," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 42, pp. 877-888, 2002.
- [42] R. Pérez, J. Carron, M. Rappaz, G. Wälder, B. Revaz and R. Flükiger, "Measurement and metallurgical modelling of the thermal impact of EDM discharges on steel," *Proceedings of the 15th International Symposium on Electromachining*, vol. ISEM XV, pp. 17-22, 2007.
- [43] A. Erden, F. Arinç and M. Kögmen, "Comparison of mathematical models for electric discharge machining," *Journal of Material Processing & Manufacturing Science*, vol. 4, pp. 163-176, 1999.
- [44] P. Shankar, V. K. Jain and T. Sundarajan, "Analysis of spark profiles during EDM process," *Machining Science and Technology*, vol. 1, pp. 195-217, 1997.

- [45] F. Han, J. Jiang and Y. Dingwen, "Influence of discharge current on machined surfaces by thermo-analysis in finish cut of WEDM," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, pp. 1187-1196, 2007.
- [46] N. Ben Salah, F. Ghanem and K. Ben Atig, "Numerical study of thermal aspects of electric discharge machining process," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 46, pp. 908-911, 2006.
- [47] B. Revaz, G. Witz and R. Flükiger, "Properties of the plasma channel in liquid discharges inferred from cathode local temperature measurements," *Journal of Applied Physics*, vol. 98, p. 113305, 2005.
- [48] A. Descoeudres and W. G. P. R. Ch. Hollenstein, "Time-resolved imaging and spatially-resolved spectroscopy of electrical discharge machining plasma," *Journal of Applied Physics*, vol. 38, pp. 4066-4073, 2005.
- [49] A. Kojima, W. Natsu and M. Kunieda, "Observation of arc plasma expansion and delayed growth of discharge crater in EDM," *Proceedings of the 15th International Symposium on Electromachining*, vol. ISEM XV, pp. 1-4, 2007.
- [50] M. Murali and S.-H. Yeo, "Process simulation and residual stress estimations of micro-electrodischarge machining using finite element method," *Japanese Journal of Applied Physics*, vol. 44 (7A), pp. 5254-5263, 2005.
- [51] S. Van Dijck, "PhD dissertation," *Catholic University of Leuven, Belgium*, 1973.
- [52] T. Ikai and K. Hashigushi, "Heat input for crater formation in EDM," *Proceedings of International Symposium for ElectroMachining-ISEM XI*, Vols. EPFL, Lausanne, Switzerland April, pp. 163-170, 1995.
- [53] ABAQUSsoftware, "Theory Manual," *Hibbitt, Karlsson&Sorensen, Inc.*.
- [54] A. Erden, "Effect of materials on the mechanism of electric discharge machining (EDM)," *Transactions ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 108, pp. 247-251, 1983.
- [55] Z. Wansheng, H. Yonghui, G. Liming and L. Jinchun, "Proceedings of International Symposium for ElectroMachining," *ISEM XI, EPFL, Lausanne, Switzerland April*, pp. 253-259, 1995.
- [56] N. Mohd Abba, D. G. Solomon and M. Fuad Bahari, "A review on current research trends in Electrical Discharge Machining (EDM)," *International Journal of Machine Tools & Manufacture, Elsevier*, vol. 47, p. 1214-1228, 2007.

## 9. Lista de Figuras

Figura 1 - O processo de eletroerosão é descrito nesta figura, [3] .....	4
Figura 2 - Esquema da máquina de eletroerosão por penetração [3] .....	4
Figura 3 - Eletroerosão por fio [55] .....	5
Figura 4 - Sistema de impulso tipo relaxação [3].....	5
Figura 5 - Gerador de impulsos por transístores [3].....	5
Figura 6 - A tensão na folga e formas do impulso de tensão obtidos no controlo da velocidade de avanço [3] .....	6
Figura 7 - Modelo do fenómeno na folga [3] .....	7
Figura 8 - Fenómeno da coluna do arco em eletroerosão [3].....	8
Figura 9 - Modelo esquemático da folga do processo da eletroerosão [3].....	8
Figura 10 - Relação da proporção entre a duração do impulso e a distribuição de energia [3] 10	
Figura 11 - Distribuição da energia no processo de eletroerosão [3].....	10
Figura 12 - A temperatura do plasma no centro da folga, é medida durante e após a descarga por espectroscopia [3] .....	11
Figura 13 - Distribuição da temperatura na peça de trabalho em aço (cátodo) ( <i>ie</i> : 30 A, <i>te</i> : 100 $\mu$ s, e distribuição da energia para o cátodo de 25 %) [3] .....	12
Figura 14 - Distribuição da temperatura na peça de trabalho em cobre (cátodo) ( <i>ie</i> : 30 A, <i>te</i> : 100 $\mu$ s, e distribuição da energia para o cátodo de 25%) [3] .....	12
Figura 15 - Microerosão WEDG [3] .....	13
Figura 16 - Microerosão por eléctrodo [3].....	13
Figura 17 - Zona afetada pelo calor (HAZ) na superfície da peça [56] .....	14
Figura 18 - Diagrama esquemático do processo de eletroerosão (EDM) [30].....	15
Figura 19 - Modelo esquemático de EDM proposto por Snoeys [30] .....	17
Figura 20 - Modelo esquemático de EDM proposto por Van Dijck [30] .....	17
Figura 21 - Modelo esquemático de EDM do diagrama de Beck [30] .....	19
Figura 22 - Modelo esquemático de EDM do diagrama de Jilani [30] .....	19
Figura 23 - Modelo esquemático de EDM do diagrama de DiBitonto [30].....	20
Figura 24 - Balanço energético durante a descarga [37].....	24
Figura 25 - Malha de elementos finitos, com o detalhe no canal de descarga e a ligação aos elementos contíguos. ....	33
Figura 26 - Distribuição da temperatura no cátodo e no ânodo .....	33



## 10. Glossário

Português	Inglês
Algoritmos genéticos por sintetização	GAS - Genetic Algorithms to Synthesise
Análise de variância	ANOVA - Analysis of Variance
Arcos de soldadura	Welding Arcs
Ascensão rápida	Quick Rise
Atraso de ignição	Ignition delay
Camada branca	White Layer
Controlo adaptativo	AC - Adaptive Control
Controlo por lógica difusa	Fuzzy-logic control
Cromado / Niquelado	Electroplated
Desgaste da ferramenta	TW - Tool Wear - TWP
Diatómico	Diatomic
Duração da descarga	Discharge duration
Duração do impulso	Pulse duration
Eletrodeposição	Electroless
Eléctrodo metalúrgico do pó	PM - Powder Metallurgy electrode
Eletroerosão de impulso de vibração ultrassónica	UVPEDM - Ultrasonic Vibration Pulse Electrical Discharge Machining
Eletroerosão horizontal	HEDM - Horizontal EDM
Eletroerosão por fio	WEDM- Wire Electrical Discharge Machine
Eletroerosão ultrassónica	UEDM - Ultrasonic Electrical Discharge Machining
Eletroforese	Electrophoresis
Eletroformação	Electroforming
Esmerilação por descarga eléctrica	EDG - Electrical Discharge Grinding
Estocástica	Stochastic
Fabricação rápida do eléctrodo ferramenta	RT - Rapid Tooling
Fator de serviço	DF - Duty Factor
Fio de eletroerosão por esmerilação	WEDG - Wire electro-discharge grinding

Folga (intervalo) entre o eléctrodo e a peça	Gap
Fusão	Melting
GL - Graus de liberdade	DOF – Degrees of freedom
Integridade da superfície	SI - Surface Integrity
Intervalo da descarga	Pulse-off-time
Intervalo do impulso	Pulse interval
Ionização	Ionized
Máquina de eletroerosão	EDM - Electrical Discharge Machine
Máquina de microeletroerosão	MEDM - Micro Electrical Discharge Machining
Maquinagem de alta velocidade	HSM - High-speed Machining
Maquinagem de polimento por bola	BEDM - Ball Burnish Machining
Maquinagem por descarga eléctrica	EDMed - Electrical Discharge Machined
Maquinagem por faísca	Spark Machining
Maquinagem por feixe laser	LBM - Leaser Beam Machining
Maquinagem por microvibração ultrassónica	MUSM - Micro Ultrasonic Vibration Machinig
Maquinagem ultrassónica	USM - Ultrasonic Machining
Materiais de elevada resistência à temperatura	HSTR - High Strength Temperature Resistive
Multifaísca em eletroerosão	Multi-spark EDM
Penetração	Sinking
Percepção multicamadas de sigmoide tangente	TANMLP - Tangent Sigmoid Multy-Layered Perception
Plasma	Plasme
Pó misturado no dieléctrico na eletroerosão	PMEDM - Powder Mixed Electrical Discharge Machining
Processo de desgaste da ferramenta	TWP - Tool Wear Process
Processo de maquinagem híbrida	HMP - Hybrid Machining Process
Qualidade da superfície	SQ - Surface Quality
Rádio frequência	RF- Radio Frequency
Rede de função de base radial	RBFN - Radial Basis Function Network
Redes neurais artificiais	ANN - Articial Neural Network
Relação sinal/ruído	S/N - Signal to noise



Ressolidificar	Resolidify
Riscos de incêndio	Fire Hazards
Rugosidade aritmética média	Ra
Rugosidade da superfície	SR - Surface Roughness
Ruído de alta frequência	HF - High Frequency noise
Sistema assistido por computador	CAPP - Computer-aided process planning
Sistema de dados dependentes	DDS - Data Dependent System
Sistema de interferência de rede adaptativa difusa	ANFIS - Adaptative Network Fuzzy Interference System
Taxa de desgaste da ferramenta	TWR - Tool Wear Ratio - MRM
Taxa de remoção de material	MRR - Material Remove Rate
Técnica de prototipagem rápida	RP - Rapide Prototyping
Tempo de duração da descarga	Pulse-on-time
Tempo de impulso de corrente	Current pulse timing
Tempo de intervalo de tensão	Voltage-pulse timing
Tensão de rutura do dielétrico	Breakdown Strength
Texturização por descarga elétrica	EDT - Electrical Discharge Texturing
Variação de diâmetro entre a entrada e saída	DVEE - Diameter Variation between the Entrance and Exit
ZAC - Zona afetada pelo calor	HAZ - Heat Affected Zone

<b>Inglês</b>	<b>Português</b>
AC - Adaptive Control	Controlo adaptativo
ANFIS - Adaptative Network Fuzzy Interference System	Sistema de interferência de rede adaptativa difusa
ANN - Artificial Neural Network	Redes neurais artificiais
ANOVA - Analysis of Variance	Análise de variância
BEDM - Ball Burnish Machining	Maquinagem de polimento por bola
Breakdown Strength	Tensão de rutura do dielétrico
CAPP - Computer-aided process planning	Sistema assistido por computador
Current pulse timing	Tempo de impulso de corrente
DDS - Data Dependent System	Sistema de dados dependentes
DF - Duty Factor	Fator de serviço
Diatomic	Diatómico
Discharge duration	Duração da descarga
DOF – Degrees Of Freedom	GL - Graus de liberdade
DVEE - Diameter Variation between the Entrance and Exit	Variação de diâmetro entre a entrada e saída
EDG - Electrical Discharge Grinding	Esmerilação por descarga elétrica
EDM - Electrical Discharge Machine	Máquina de eletroerosão
EDMed - Electrical Discharge Machined	Maquinagem por descarga elétrica
EDT - Electrical Discharge Texturing	Texturização por descarga elétrica
Electroforming	Eletroformação
Electroless	Eletrodeposição
Electrophoresis	Eletroforese
Electroplated	Cromado / Niquelado
Fire Hazards	Risco de incêndio
Fuzzy-logic control	Controlo por lógica difusa
Gap	Folga (intervalo) entre o eletrodo e a peça
GAS - Genetic Algorithms to Synthesise	Algoritmo genéticos por sintetização
HAZ - Heat Affected Zone	ZAC - Zona afetada pelo calor

HEDM - Horizontal EDM	Eletroerosão horizontal
HF - High Frequency noise	Ruído de alta frequência
HMP - Hybrid Machining Process	Processo de maquinagem híbrida
HSM - High-speed Machining	Maquinagem de alta velocidade
HSTR - High Strength Temperature Resistive	Materiais de elevada resistência à temperatura
Ignition delay	Atraso de ignição
Ionized	Ionização
LBM - Leaser Beam Machining	Maquinagem por feixe laser
MEDM - Micro Electrical Discharge Machining	Máquina de microeletroerosão
Melting	Fusão
MRR - Material Remove Rate	Taxa de remoção de material
Multi-spark EDM	Multifaísca em eletroerosão
MUSM - Micro Ultrasonic Vibration Machinig	Maquinagem por microvibração ultrassónica
Plasme	Plasma
PM - Powder Metallurgy electrode	Eléctrodo metalúrgico do pó
PMEDM - Powder Mixed Electrical Discharge Machining	Pó misturado no dieléctrico na eletroerosão
Pulse duration	Duração do impulso
Pulse interval	Intervalo do impulso
Pulse-off-time	Intervalo da descarga
Pulse-on-time	Tempo de duração da descarga
Quick Rise	Ascensão rápida
Ra	Rugosidade aritmética média
RBFN - Radial Basis Function Network	Rede de função de base radial
Resolidify	Ressolidificar
RF- Radio Frequency	Rádio frequência
RP - Rapide Prototyping	Técnica de prototipagem rápida
RT - Rapid Tooling	Fabricação rápida do eléctrodo ferramenta
S/N - Signal to noise	Relação sinal/ruído
SI - Surface Integrity	Integridade da superfície

Sinking	Penetração
Spark Machining	Maquinagem por faísca
SQ - Surface Quality	Qualidade da superfície
SR - Surface Roughness	Rugosidade da superfície
Stochastic	Estocástica
TANMLP - Tangent Sigmoid Multy-Layered Perception	Perceção multicamadas de sigmoide tangente
TW - Tool Wear - TWP	Desgaste da ferramenta
TWP - Tool Wear Process	Taxa de desgaste da ferramenta
TWR - Tool Wear Ratio - MRM	Coeficiente de remoção da ferramenta
UEDM - Ultrasonic Electrical Discharge Machining	Eletroerosão ultrassónica
USM - Ultrasonic Machining	Maquinagem ultrassónica
UVPEDM - Ultrasonic Vibration Pulse Electrical Discharge Machining	Eletroerosão de impulso de vibração ultrassónica
Voltage-pulse timing	Intervalo de tempo de tensão
WEDG - Wire electro-discharge grinding	Fio de eletroerosão de esmerilação
WEDM- Wire Electrical Discharge Machine	Eletroerosão por fio
Welding Arcs	Arcos de soldadura
White Layer	Camada branca